



杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する 基礎的研究

井上, 貴仁

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

1988-03-31

(Date of Publication)

2014-03-07

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

甲0734

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D1000734>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



博士論文

杭の鉛直振動における杭と地盤の
相互作用に関する基礎的研究

昭和63年 1 月

神戸大学大学院自然科学研究科

井上 貴 仁

目 次

第1章 序 論	1
1-1 本研究の概要	1
1-2 杭-地盤系の動的相互作用に関する既往の研究の概要	3
1-3 本研究の目的と方法	8
1-4 本研究の特長	9
1-5 主な記号説明	10
第2章 支持杭の振動特性	13
2-1 まえがき	13
2-2 地盤の振動解析	15
2-2-1 地盤の振動方程式とその解	15
2-2-2 地盤の動抵抗係数	18
2-3 杭-地盤連成系の振動解析	23
2-3-1 杭-地盤系の振動方程式とその解	23
2-3-2 杭の振動特性に関する考察	29
2-3-3 地盤の水平変位の影響	38
2-4 まとめ	43
第3章 摩擦杭の振動特性	45
3-1 まえがき	45
3-2 杭-地盤連成系の振動解析	46
3-2-1 杭-地盤系の振動方程式とその解	46
3-2-2 杭の振動特性に関する考察	55
3-3 まとめ	64
第4章 群杭の振動特性	65
4-1 まえがき	65

4-2	地盤の自由振動解を用いた振動解析	67
4-2-1	地盤の動抵抗係数	67
4-2-2	杭-地盤系の振動方程式とその解	72
4-2-3	杭の振動特性に関する考察	77
4-3	地盤の強制振動解を用いた振動解析	89
4-3-1	地盤の動抵抗係数	89
4-3-2	杭-地盤系の振動方程式とその解	96
4-3-3	杭の振動特性に関する考察	98
4-4	まとめ	105
第5章 杭基礎の振動実験		107
5-1	まえがき	107
5-2	起振機による鉛直加振実験	109
5-2-1	実験概要	109
5-2-2	実験結果	114
5-3	理論値と実験値との比較検討	116
5-3-1	単杭の場合	116
5-3-2	群杭の場合	121
5-4	まとめ	133
第6章 結論		135
発表論文		141
参考文献		144
謝辞		151

第 1 章 序 論

第 1 章 序 論

1-1 本研究の概要

本研究は、杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する理論的および実験的研究を行うことにより、杭基礎を有する構造物の地震などによる動的挙動に影響を与えると考えられる杭-地盤系の基本的な鉛直振動特性を把握しようとするものであり、6章から成っている。以下に、各章の内容の概略を示す。

第1章は序論であり、杭-地盤系の動的相互作用に関する既往の研究を概観し、本研究の内容、目的、方法および特長について述べた。

第2章では、鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する理論的解析を、最も簡単なモデルと考えられる剛基盤上の1層地盤に貫入された杭先端が剛基盤に達している杭（支持杭）に対して行った。本章の前半は、本研究の全般に関して基礎となる地盤振動を取り扱った。すなわち、等方等質な粘弾性体からなる剛基盤上の表層地盤の水平方向変位を無視した場合における振動方程式を、均質弾性体の振動方程式を適用することにより導き、せん断応力で評価した杭周面に作用する地盤抵抗力と杭周地盤の鉛直変位振幅との比で定義した地盤の動抵抗係数についての考察を行った。次に、本章の後半では、杭と地盤の境界に作用する地盤抵抗力のみを考慮した杭頭調和加振時における杭-地盤連成系の振動方程式を導き、杭先端、杭頭および杭周における境界条件を与えることにより、解析解を求める手法を提案した。そして、杭頭における変位応答および複素剛性を杭性状および地盤性状に関する広い範囲の無次元パラメータに対して求め、支持杭の振動特性に関する考察を行った結果、支持杭の振動特性は加振振動数、杭長（表層地盤の層厚）と杭半径との比および地盤と杭との剛性比の影響を大きく受けることが明らかとなった。さらに、杭に支持された剛体の応答を、1質点系の振動モデルに置換することにより検討した。

第3章では、前章の延長として杭先端が剛基盤に達していない杭（摩擦杭）を対象として理論的解析を行った。摩擦杭では杭周地盤の抵抗力はもちろんであるが、杭先端の挙動および杭先端地盤の支持抵抗を適切に評価する必要がある。本章では、これらの要因を取り入れるために杭先端と剛基盤との間に杭先端に密着し、杭と同径の粘弾性体からなる土柱を想定する解析モデルを提案した。この杭-土柱系と地盤との連成振動の解析解を用い杭頭における変位応答および複素剛性を、杭および地盤に関する広い範囲の無次元パラメ

一タに対して求めた結果、摩擦杭の振動特性は支持杭以上に表層地盤の影響を大きく受け、その傾向は表層地盤の層厚に対して杭が短くなるほど、地盤が軟らかくなるほど顕著に表れることが明らかとなった。

第4章では、実際の構造物の基礎構造として用いられる群杭に対する理論的解析を、杭間相互の動的な連成効果を考慮した二つの手法を用いて行った。本章の前半では、調和振動している地盤中に土柱を設定することにより、ある杭の振動による受動側の杭に作用する地盤抵抗力を評価した。そして、他の杭の振動によっておこる杭周地盤の変位を考慮した杭-地盤連成系の振動方程式を導き、各杭の鉛直変位振幅を未知数とした連立方程式を作成することにより群杭の振動解析を行った。次に、本章の後半では、地盤の強制振動解を導き、地盤を通して伝達される他の杭の振動による影響を含んだ群杭地盤の動抵抗係数を求めることによって、単杭の場合の手法を応用することにより群杭の振動解析を行った。これらの振動解析より求めた解を用いて、杭頭における変位応答および複素剛性を、群杭の杭間隔を中心とした杭性状および地盤性状に関する広い範囲の無次元パラメータに対して求めた。その結果、群杭の振動特性は単杭の場合と大きく異なり、加振振動数、杭間隔および杭本数に大きく支配されており、特に杭間隔は動的な群杭効果を評価する上で重要な要因であることを指摘した。また、群杭の振動特性は地盤の1次固有振動数を境にして異なる傾向を示すことが明らかとなった。すなわち、地盤の1次固有振動数以下の振動数領域における群杭の応答は、杭間隔が大きくなるにしたがい単杭のそれに近づくが、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲では隣接杭より放射される波動の影響が大きくなり、群杭の応答は単杭の応答を中心として振動数に対して周期的な変動を示し、杭間隔が大きくなるほど、この周期的な変動が激しくなることが明らかとなった。

第5章では、杭基礎の耐震設計上の基礎的資料を得るため、同じ実験敷地内で実大規模の単杭および群杭基礎の起振機による鉛直加振実験を実施し、杭-地盤系の振動性状を明らかにした。さらに、前章までの解析より求めた理論値と実験値とを比較することによって、解析モデルの適用性および妥当性に関する検討を行った。その結果、理論値と実験値との対応は比較的良く、本理論は杭の基本的な鉛直振動特性を把握する上で簡便で有効な手法であることを示した。しかし、実務的に適用する際には、杭の施工法や地盤条件などを考慮することにより、解析に用いる諸定数の適切な評価が必要であることを指摘した。

第6章では、各章で得た結果を総括的に述べた。

1-2 杭-地盤系の動的相互作用に関する既往の研究の概要

杭基礎を有する構造物の地震などによる挙動に大きな影響を与える杭-地盤系の振動特性を把握するため、杭と地盤の動的相互作用に関する理論的研究が数多く行われている。このような杭-地盤系の振動特性に関する解析の考え方は、大きく2つに分類することができると考えられる。

その第1は、集中質点系理論あるいは有限要素法などによる解析であり、杭とその周辺地盤を離散系にモデル化して杭-地盤系の振動特性を求める方法である。これらの方法は、複雑な層構造を持つ地盤や非線形性などの条件を容易にモデルに組み入れることができるが、波動の地下逸散を表現する数値解析上の諸常数の設定に問題が残っている。

第2は、弾性波動論を用い杭およびその周辺地盤を一体として連続体のまま厳密に解析する方法である。この方法は、地盤中における波動エネルギーの逸散による減衰効果や地盤の質量効果などをかなり厳密に表現することが可能であるが、非線形性を考慮することが困難なこと、成層地盤や不整形地盤への適用は非常に複雑になることなどの短所がある。

これらの解析手法により、杭-地盤系の鉛直方向の振動特性に関する研究は行われているが、水平方向に比べてその研究成果は少ないと考えられる。ここでは、鉛直振動時における杭-地盤系の相互作用に関する研究を中心に、既往の研究の概要を以下に示すが、それで全てを網羅しているものではない。

(a) 鉛直振動問題

- 1) T. Nogami, M. Novak⁽⁴⁻¹⁾ は、杭の鉛直振動時における地盤と杭の相互作用に関する理論的研究を行っている。すなわち、地盤振動を弾性波動理論を用いることによってまず解き、その結果を円形断面の鉛直な弾性棒と仮定した杭と地盤との連成振動解析に用いている。調和振動を受ける杭の応答の厳密解を求め、杭-構造物系の解析に適用できる杭頭での複素剛性を杭性状および地盤性状に関するパラメータに対して求めている。
- 2) 小堀鐸二, 南井良一郎, 馬場研介⁽⁴⁻²⁾ は、杭基礎地盤連成系を半無限の等方等質なVoigt型粘弾性体とそれに埋没した一次元円柱にモデル化し、それに鉛直方向のharmonicな外乱が作用する時の伝達特性を求めている。
- 3) 山本鎮男⁽⁴⁻³⁾ - ⁽⁴⁻⁷⁾ は、地盤を半無限弾性体とみなして、杭のある構造物のロッキング振動の解析を行っている。その中で、杭周および杭先端の地盤の復元力をMindl

inの静的解より求め、また杭先端および杭周面から地盤に逸散するエネルギー量を半無限弾性体上の剛体からの地下逸散量として求めることにより、杭頭での鉛直方向の復元力を求めている。

- 4) M. Novak⁽⁴⁻⁸⁾ は、地盤を水平方向に無限にひろがる薄い線形弾性層、杭を弾性棒と考え、平面歪状態における地盤振動解を用いて杭と土の相互作用に関する解析を行い、その結果として、水平・鉛直および回転に対する杭の動的剛性および減衰を各種のパラメータに対して求めている。そして、地盤と杭との波動速度比および杭の細長比が、杭の振動特性を把握する上で重要なパラメータであるとしている。
- 5) M. Novak⁽⁴⁻⁹⁾ は、杭先端の挙動を含んだ厳密解を求めるのは非常に困難であるとして、平面歪状態のもとで得られた地盤の複素バネを用い摩擦杭の鉛直方向の動的応答を求めるための近似的な解析法を示している。その結果、杭先端の固定度を緩めることにより杭-地盤系の剛性は減少するが、減衰は大きくなることを示している。
- 6) 小堀鐸二、南井良一郎、馬場研介⁽⁴⁻¹⁰⁾ は、剛基盤上の粘弾性表層地盤中に埋没された一次元弾性杭に対して、剛基盤上に一様分布する変位外乱および杭の自由端に強制入力を受ける時の杭および周辺地盤の周波数応答を求める解析手法を上下動の場合について提示している。
- 7) T. Nogami⁽⁴⁻¹⁷⁾ は、彼らの単杭に対する解⁽⁴⁻¹⁾を基に群杭の解析解を示し、動的な群杭効果が重要であることを示している。しかし、他の杭の振動による受動側の杭周地盤の抵抗力は考慮していない。
- 8) M. Sheta, M. Novak⁽⁴⁻¹⁹⁾ は、群杭の鉛直振動に対する近似的理論解法を示している。杭は集中質点系に置換され、また杭に働く土の抵抗力は粘弾性体の平面歪状態での解から求めている。さらに、杭周には埋め戻しなどによる地盤の剛性低下を考慮するためのゾーンを設けている。その結果、動的な群杭効果は静的な場合と異なること、群杭は単杭より振動数依存性が強いことを示している。
- 9) M. Novak, F. Aboul-Ella⁽⁴⁻²⁰⁾⁽⁴⁻³¹⁾ は、層状の媒体中に埋込まれた単杭の水平・鉛直および回転振動に対するインピーダンス関数（剛性および減衰）を計算するための近似的な解析法を示している。
- 10) R. L. Kuhlemeyer⁽⁴⁻³⁶⁾ は、杭先端にP波に対するダッシュポットを設けた集中質点系モデルにより摩擦杭の鉛直振動時の解析を行い、有限要素法による解析値との比較も行っており、摩擦杭の応答は杭と地盤の剛性比および杭の細長比に大きく依存

することを示している。

- 11) T. Nogami ⁽⁴⁻⁵⁶⁾ は、成層地盤に貫入された群杭の鉛直振動時の理論解を導いている。解析では粘弾性体の平面歪状態のもとで得られた地盤反力を使用しているため、3次元理論を用いた解析 ⁽⁴⁻¹⁷⁾ より有効かつ便利であることを示している。しかし、他の杭の振動により生じる変位に対応する地盤反力は考慮していない。
- 12) 秋吉卓 ⁽⁴⁻⁵⁹⁾ は、杭と土とが不完全な密着をしている時の相互作用の問題を、土と杭の境界面にクーロン摩擦を仮定し、そこでの歪-応力関係を等価線形化して線形問題に直して理論解を誘導している。
- 13) 小長井一男 ⁽⁴⁻⁶⁰⁾ は、杭基礎を地盤内に挿入された線形なバネで結ばれた円盤列と等価な周波数応答を有するものとして、地盤を三次元的な広がりをもつ連続体とする杭基礎の周波数応答解析モデルを提案している。
- 14) 水畑耕治, 日下部馨 ⁽⁴⁻⁶¹⁾ は、杭-地盤系を水平面で幾つかの薄層要素に分割し、鉛直方向には有限要素法を、水平方向には波動論を適用する方法を用いて、杭周に *Softer Zone* を有する杭-地盤系の振動解析に関する一連の研究を行っている。
- 15) K. Konagai, T. Nogami ⁽⁴⁻⁶²⁾ は、多層地盤を Winkler 地盤と仮定しこれに支えられる杭基礎の時刻歴応答に関する簡便な解析法を提唱している。

(b) 水平振動問題

- 1) 田治見宏 ⁽⁴⁻¹¹⁾ は、深さ方向にのみ内部減衰を考えた粘弾性体に貫入された支持杭に基盤および杭頭からの水平方向の周期入力が入る時の応答を、三次元弾性体理論を適用することによって求めている。
- 2) M. Novak, T. Nogami ⁽⁴⁻¹²⁾ ⁽⁴⁻¹³⁾ は、基盤上に線形粘弾性からなる1層の表層地盤を仮定し、弾性杭の水平方向の定常振動に対する地盤抵抗力を弾性波動理論に基づいて求め、水平振動時の杭-地盤連成系の厳密解を求めている。
- 3) 池田昌穂 ⁽⁴⁻¹⁴⁾ は、群杭の動特性を追及する1ステップとして、深さ方向のみに粘性減衰を考えた弾性地盤と、それを貫いて基盤に支持されている2本杭のモデルを扱い、2本の杭頭にそれぞれ *harmonic* な水平加振を与えた時、隣りの杭の振動の影響を受ける杭の振動方程式を導き、解を求めている。
- 4) J. P. Wolf, G. A. von Arx ⁽⁴⁻¹⁵⁾ は、水平方向に層をなす地盤に鉛直に貫入された群杭の抵抗係数および伝達関数を有限要素法を用いることによって求めている。

- 5) 桑折能彦⁽⁴⁻¹⁶⁾は、三次元薄層要素法を用いて粘弾性体中の単杭の解析を行った結果から、その杭に接近した周辺地盤に仮想の土柱杭を考え、この仮想杭のスチフネスを求め、群杭効果を近似的に推定する方法を述べている。
- 6) J. Penzien⁽⁴⁻¹⁸⁾は、杭および地盤を質量とバネの振動系に置換してdiscreteな系として取扱っている。地盤の抵抗力は半無限弾性体における点加振に対して求められたMindlinの静的解を適用することによって評価している。さらに、杭の質量に周辺地盤の有効質量を付加することによって、基盤に外乱が入射した時の杭基礎と地盤の相互作用を解析している。
- 7) 小堀鐸二, 南井良一郎, 馬場研介⁽⁴⁻²²⁾ ⁽⁴⁻²⁸⁾ ⁽⁴⁻²⁹⁾は、水平方向の振動を受ける杭の動的挙動に関して、弾性波動論に基づく解析手法を示している。
- 8) 池田昌穂, 久徳敏治, 石田正⁽⁴⁻²³⁾は、田治見宏⁽⁴⁻¹¹⁾の解を用いて、単杭基礎の等価水平剛性, 等価粘性減衰, 杭頭モーメントの概略的な値を求める図表を作成している。また、その結果と水平加力試験による結果との比較を行っている。
- 9) 三浦賢治⁽⁴⁻²⁴⁾は、田治見宏⁽⁴⁻¹¹⁾と同質の解析方法を用い、多層地盤に設けられた杭についての動的解析を行っている。
- 10) 酒井良男, 猪原鉄博⁽⁴⁻²⁵⁾は、田治見宏⁽⁴⁻¹¹⁾の理論において仮定された杭周辺地盤の上下変位を無視するという仮定が杭の動特性に与える影響について検討するとともに、杭の水平抵抗機構の解析を行っている。
- 11) 田治見宏⁽⁴⁻²⁷⁾は、地震動を受けた杭基礎の挙動に関する種々の数学的な解析手法についてそれぞれの長所欠点を比較するとともに、地震動を受ける杭内部の応力と変形量に主眼を置くべきであると報告している。
- 12) M. Novak, T. Nogami, F. Aboul-Ella⁽⁴⁻³⁰⁾は、線粘弾性体に埋没された円柱体の調和振動に対する土の抵抗力を平面歪の仮定のもとに理論的に求めている。
- 13) T. Nogami, M. Novak⁽⁴⁻³⁴⁾は、彼らが既に発表している理論⁽⁴⁻¹²⁾ ⁽⁴⁻¹³⁾を用いて動的載荷条件における地盤の水平方向反力係数の変動について検討している。
- 14) 中川恭次, 安井謙, 渡辺清治, 此上典文⁽⁴⁻³⁷⁾は、Nogami, Novak⁽⁴⁻¹⁾ および田治見宏⁽⁴⁻¹¹⁾の解を利用して、杭に支持された基礎の動的なバネと減衰係数の概略的な値を求めるための図表を作成している。また、これらの図表を用いて求めた結果と実験結果との比較も行っている。
- 15) G. W. Blaney, E. Kausel, J. M. Rosset⁽⁴⁻⁵⁴⁾は、軸対称有限要素法を用い

て、単杭の動的剛性の解析を行っている。

- 16) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 野添久視, 吉澤幹夫⁽⁴⁻⁵⁵⁾は、基盤水平入力を受ける剛体-群杭-地盤系の動特性を、群杭の杭頭インピーダンス関数および伝達関数を求め、それを構造物の運動方程式に入力する方法で解析している。

(c) 振動実験

- 1) M. Novak, R. F. Grigg⁽⁴⁻²¹⁾は、原位置において小さな単杭および群杭に対して動の実験を実施し、その結果とNovakによって既に示された理論解⁽⁴⁻⁸⁾⁽⁴⁻⁹⁾とを比較している。なお、群杭の鉛直方向の共振点はとらえられていない。
- 2) 田沢光弥, 橋詰尚慶, 小林英雄⁽⁴⁻³⁸⁾は、2本杭に支持された模型基礎の振動実験を行い、得られた変位振動の共振曲線と位相曲線を基にして、復元力と減衰性を解析している。
- 3) 山口靖紀, 辻田満, 北村孝海, 脇田和試⁽⁴⁻³⁹⁾は、基礎周辺の地盤条件が基礎の振動特性に及ぼす影響を検討するため、実大規模の5本杭の水平方向および鉛直方向の振動実験を行っている。
- 4) 水畑耕治, 日下部馨, 前田幸典, 吉田浩, 山田和喜男⁽⁴⁻⁵⁸⁾は、異なる地盤条件下で実施した振動実験結果を比較することにより、実大杭の振動性状を明らかにしようとしている。

以上の諸研究以外にも多数の理論的および実験的研究があるが、杭基礎の振動特性を明らかにしようとする解析を行う場合、摩擦杭における杭先端地盤の動的効果および群杭における杭間相互の動的な連成効果の評価に問題点があると考えられる。また、理論値と振動実験結果等との比較を行うことにより、解析モデルの適用性および妥当性等を検討する必要があると考えられる。なお、本研究の出発点としたのはT. Nogami, M. Novak⁽⁴⁻¹⁾の研究である。

1-3 本研究の目的と方法

基礎構造として杭基礎が用いられている構造物の耐震安全性を論じる場合、構造物の動的挙動に大きな影響を与えると考えられる杭-地盤系の振動特性を把握しておく必要がある。本研究は、地震時において杭には水平方向のみならず鉛直方向の外力が作用している点に着目し、杭-地盤系の基本的な鉛直振動特性を明らかにすることを目的として、理論的および実験的研究を行っている。

まず、理論的研究として、杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する解析解を様々な形式の杭に対して導いている。解析では、地盤を剛基盤上に存在する等方等質の粘弾性体からなる1層の表層地盤と考え、この地盤の振動方程式を弾性波動論を適用することにより導き、杭の変形に対する杭周地盤の抵抗力を求めている。さらに、表層地盤と杭との連成振動方程式を導き、杭と地盤が密着しているという仮定のもとに求められる解を用いて、杭頭での変位応答および複素剛性を、杭性状および地盤性状に関する広い範囲のパラメータに対して求め、杭の振動特性に関する考察を行っている。

次に、実験的研究では、実地盤において杭長の異なる単杭および群杭の起振機による鉛直加振実験を実施し、杭-地盤系の振動性状を明らかにしている。さらに、理論値と実験結果との比較を行うことにより、解析モデルの適用性および妥当性を検討している。

なお、本研究では、杭頭加振時における杭の振動特性を求めており、基盤入力問題については扱っていない。また、杭周地盤抵抗力はせん断応力のみで評価しており、垂直応力による影響は考慮していない。

本研究は、基本的には弾性理論に立脚した杭-地盤系の動的相互作用に関する研究である。これは、弾性理論の領域に限ってもなお未解明な部分が多くある点、塑性域の挙動も弾性域の性質が基礎となっており中震程度の地震時であっても弾性理論の適用でかなりよく説明できると考えられる点および杭基礎で支持された構造物の振動特性に関して基本的な性質を理解する上で欠かすことのできない点、すなわち杭-地盤系および構造物の個々の系としての応答を弾性論の重ね合わせの原理を適用することによって連成系としての応答を求めることができる点などを考慮したためである。しかし、強震時における動的相互作用の正確な理解のためには、本研究では少し無理があり、弾塑性領域にわたる地盤の動力学特性を明らかにするとともに、こうした挙動を考慮した杭-地盤系の弾塑性応答解析が必要である。

1-4 本研究の特長

本研究の特長は、単杭および群杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関して、杭周地盤抵抗力の他に杭先端地盤の動的効果と杭間相互の動的な連成効果を考慮した理論解析、および実地盤における実大規模の鉛直加振実験を行い、理論値と実験値とを比較することによって、解析モデルの適用性および妥当性を検討しているところにある。以下に、その内容を具体的に示す。

杭先端が剛基盤に達している杭（支持杭）の解析では、杭周地盤の抵抗力の取り扱いには Nogami, Novak⁽⁴⁻¹⁾の研究に準じているが、杭-地盤連成系の解析手法が彼らとは異なっている。すなわち、杭周に地盤抵抗力が作用する杭-地盤連成系の振動方程式の解を杭頭および杭先端における境界条件を与え、杭と地盤が密着している仮定のもとに Fourier 級数展開を用いることにより求めている。そのため、ここで提案している解法は、杭先端が剛基盤に達していない杭（摩擦杭）や群杭へ拡張することができる特長を持っている。

杭先端が剛基盤に達していない杭（摩擦杭）の解析では、杭先端地盤の動的効果を取り入れるため、杭先端と剛基盤の間に杭先端に密着した杭と同径の土柱を想定した摩擦杭-地盤連成系の解析モデルを提案し、杭-土柱系と地盤との連成振動における解析解を導いている。なお、Nogami⁽⁴⁻¹⁷⁾は杭先端に土柱を設定した弾性波動論に基づく理論解析を行っているが、土柱の剛性を周囲の地盤から独立して設定できる特長がある本理論とは、土柱の剛性の取り扱いが異なっている。

群杭の解析では、杭間相互の動的な連成効果をどのように評価するかが問題となる。ここでは二つの解析手法を提案しているが、それぞれ以下のような特長がある。すなわち、第一の手法では、調和振動している地盤中に土柱を設定することにより、ある杭の振動により生じる地盤変位に対応した受動側の杭周地盤の抵抗力を評価していることである。なお、この受動側の杭周地盤の抵抗力を Nogami⁽⁴⁻¹⁷⁾は無視しており、同じような弾性波動論に基づく解析手法であるが、本理論の方がより合理的に現象を現していると考えられる。もう一つの手法では、地盤の強制振動解を近似的に導くことにより、地盤を通して伝達される他の杭の影響を含む群杭地盤の動抵抗係数を求め、群杭-地盤系の振動解析に単杭の解析手法を応用している。

解析解がどの程度実際の現象を現すことができるかを検討するため、振動実験結果および地震観測結果等との比較が行われた例は少ない。ここでは、同じ実験敷地内で実大規模の単杭および群杭基礎の起振機による鉛直加振実験を実施し、杭-地盤系の基本的な振動

性状を明らかにしている。さらに、単杭および群杭の理論値と実験値との比較を行うことにより、解析モデルの適用性および妥当性に関する検討を行っている。

1-5 主な記号説明

本論文で使用した主な記号を以下に示す。

- a_0 : 表層地盤の層厚に関する無次元振動数 ($= H \omega / V_s$)
- a_0' : 杭半径に関する無次元振動数 ($= r_0 \omega / V_s$)
- b_1 : 無次元加振振動数 ($= \omega / \omega_p$)
- D : 数値解析に用いた地盤の内部減衰定数 ($= D_v = D_h$)
- D_v, D_h : 地盤の内部減衰定数 ($D_v = \lambda' / \lambda, D_h = \mu' / \mu$)
- D_p, D_s : 杭および土柱の内部減衰定数
- E_p, E_s : 杭および土柱のヤング係数
- E_{pc} : 複素ヤング係数 ($= E_p (1 + i D_p)$)
- \bar{E} : 土柱と地盤とのヤング係数比 ($= \lambda_s + 2 \mu_s / \lambda + 2 \mu$)
- \bar{e} : 杭と土柱とのヤング係数比 ($= E_p / E_s$)
- f_{nm}, g_n : Fourier係数
- H : 表層地盤の層厚
- h_n : パラメータ ($= \pi (2n - 1) / 2H$)
- \bar{h}_n : 無次元パラメータ ($= h_n H$)
- $I_0(x)$: 0次の第1種変形Bessel関数
- i : 虚数単位 ($= \sqrt{-1}$)
- K_G : 群杭の杭頭における複素剛性 ($= \sum k_{pj}$)
- $K_i(x)$: i 次の第2種変形Bessel関数
- k_p : 杭頭における杭-地盤連成系の複素剛性
- \bar{k}_p : 無次元複素剛性 ($k_p = (E_{pc} S / r_0) \bar{k}_p$)
- k' : 規準化された複素剛性 ($= k_p(\omega) / k_p(\omega = 0)$)
- L_{ij} : i 杭と j 杭の中心間距離
- \bar{L}_{ij} : 無次元杭間隔 ($= L_{ij} / H$)
- l_p, l_s : 杭および土柱の長さ

- M_p, M_s : 杭および土柱の単位長さ当たりの質量
 M_r : 杭に支持された剛体の質量
 \bar{M} : 剛体と杭との質量比 ($= M_r / M_p H$)
 \bar{m} : 土柱と杭との質量比 ($= M_s / M_p$)
 N : 群杭の杭本数
 $P_f(z)$: 杭周地盤の抵抗力
 P_0 : 杭頭に働く加振外力の振幅
 q_n : パラメータ
 \bar{q}_n : 無次元パラメータ ($= q_n H$)
 r, z : 円筒座標系の水平および鉛直方向
 \bar{r}, \bar{z} : 無次元座標 ($\bar{r} = r / H, \bar{z} = z / H$)
 r_0 : 杭半径
 \bar{r}_0 : 無次元杭半径 ($= r_0 / H$)
 S : 杭の断面積
 $i T_j$: 影響係数
 t : 時間
 V_l : 地盤の縦波速度 ($= \sqrt{(\lambda + 2\mu) / \rho}$)
 V_s : 地盤のせん断波速度 ($= \sqrt{\mu / \rho}$)
 V_p : 杭の縦波速度 ($= \sqrt{E_p / \rho_p}$)
 \bar{V} : 地盤と杭との波動速度比 ($= V_s / V_p$)
 w : 地盤の鉛直変位振幅 ($= w(r, z)$)
 $w(r, z, t)$: 地盤の鉛直変位
 w_r : 剛体の鉛直変位振幅
 w_p, w_s : 杭および土柱の鉛直変位振幅 ($= w_{p,s}(z)$)
 w_{ps} : 杭-土柱系の鉛直変位振幅 ($= w_{ps}(z)$)
 w_n : 杭周地盤の n 次の未知変位振幅
 \bar{w}_p : 無次元鉛直変位振幅 ($w_p = (P_0 r_0 / E_{pc} S) \bar{w}_p$)
 w' : 規準化された変位振幅 ($= w(\omega) / w(\omega = 0)$)
 α_n : 杭周地盤の n 次の動抵抗係数
 $\bar{\alpha}_n$: 無次元動抵抗係数 ($= \alpha_n / 2\pi\mu$)

- δ_n : 群杭における受動側の杭周地盤の n 次の動抵抗係数
 $\overline{\delta}_n$: 無次元動抵抗係数 ($= \delta_n / 2 \pi \mu$)
 ζ : 杭長と表層地盤の層厚との比 ($= \ell_p / H$)
 η : 地盤の波動速度比 ($= V_t / V_s$)
 λ, μ : 地盤の Lamé' の定数
 λ', μ' : λ, μ に対応する粘性定数
 ν : 地盤のポアソン比
 ρ, ρ_p : 地盤および杭の単位質量
 $\overline{\rho}$: 地盤と杭との質量比 ($= \rho / \rho_p$)
 σ_z : 垂直応力振幅
 τ_{rz} : せん断応力振幅
 ϕ : 杭頭に働く加振外力の位相差
 ω : 円振動数
 ω_p : 一端固定、他端自由の杭体のみでの 1 次固有振動数
 $(= (\pi / 2 H) \sqrt{E_p S / M_p})$

第 2 章 支持杭の振動特性

第2章 支持杭の振動特性

2-1 まえがき

本章では、杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する解析を、最も単純なモデルである剛基盤上の単層地盤に貫入された杭先端が剛基盤に達している杭（以後、支持杭と称す）に対して行った。

剛基盤上の表層地盤に貫入された単杭に対して、Nogami, Novak^{(4-1) (4-13)}、田治見⁽⁴⁻¹¹⁾等は弾性波動論に基づき、またBlaney, Kausel, Rosset⁽⁴⁻⁵⁴⁾は有限要素法により解析している。特に、支持杭の鉛直振動問題に対して、Nogami, Novak⁽⁴⁻¹⁾は、地盤を剛基盤上の1層の線形粘弾性体と考え、調和振動時の杭-地盤系の解析を行い、杭と地盤の相互作用が杭性状および地盤性状に関するパラメータに支配されることを明らかにするとともに、杭-構造物系の解析に適用できる杭頭での複素剛性を求めている。また、小堀, 南井, 馬場^{(4-2) (4-10)}は、杭頭に鉛直方向のharmonicな外乱が作用する時の杭基礎・地盤連成系の伝達特性、および剛基盤上に一様分布する変位外乱および杭の自由端に強制入力を受ける時の杭および周辺地盤の周波数応答を求める解析手法を示している。さらに、水畑, 日下部ら⁽⁴⁻⁶¹⁾は杭-地盤系を水平面で幾つかの薄層要素に分割し、鉛直方向には有限要素法を水平方向には波動論を用いて、杭周にSofter Zoneを有する杭-地盤系の振動解析を行っている。なお、Nogami, Novak⁽⁴⁻¹⁾の解析では地盤の水平変位を無視しているが、堯天, 水畑ら⁽⁴⁻⁵⁵⁾は鉛直振動問題において水平変位を無視することの影響が少ないことを示している。これらの解析では、杭と地盤との間は完全密着の仮定が与えられているが、Akiyoshi⁽⁴⁻⁶⁰⁾は杭と土の境界面にクーロン摩擦を仮定し、そこでの歪-応力関係を等価線形化して線形問題に直して、杭と土が不完全な密着をしている時の相互作用の理論解を支持杭に対して誘導している。このように、支持杭に対し弾性波動論に基づいた厳密解を求めておくことは、杭-地盤系の振動特性を把握する上で重要かつ基本的な問題であると考えられる。

本章の解析における地盤のモデル化および杭の変形に対する杭周地盤の抵抗力の取扱いは、Nogami, Novak⁽⁴⁻¹⁾の研究に準じた。しかし、彼らの杭-地盤連成系についての解法では、杭先端が剛基盤に達していない杭あるいは群杭への適用が困難であるため、本章では支持杭はもちろん杭先端が剛基盤に達していない杭および群杭の場合への拡張が可能な

解法を提案した。すなわち、杭周に地盤抵抗力のみが作用する時の杭-地盤連成系の振動方程式を導き、その解を杭頭および杭先端における境界条件を与え、杭と地盤が密着しているという仮定のもとにFourier級数展開を用いることにより求めた。なお、この解法による支持杭に対する解はNogami, Novak⁽⁴⁻¹⁾の解と一致した。求めた解析解を用い、杭頭調和加振時の杭頭における変位応答および複素剛性を、従来考察されていないパラメータを含んだ杭性状および地盤性状に関する広い範囲の無次元パラメータに対して求め、支持杭の振動特性を明確にした。さらに、杭に支持された剛体の応答を求める近似的な解析法を示し、その振動特性について検討した。

2-2 地盤の振動解析

杭-地盤連成系の振動解析を行う場合、杭の動的挙動に大きな影響を与える杭周地盤の抵抗力をどのように考えるかということが、重要な問題となる。そのためには、杭の存在しない地盤の振動について解析する必要がある。本節では、杭の部分中空とした地盤の振動方程式を導き、その解より定義した杭周地盤の動抵抗係数に関する検討を行った。なお、地盤振動に関する解析手法はNogami, Novak⁽⁴⁻¹⁾と同様であるが、本研究の全般に関する基礎となるので本節に収録した。解析では、地盤に関して以下の仮定を設けた。

- 1) 地盤は基盤とその上の単層の表層地盤からなる。基盤は剛で、表層地盤は振動数に無関係な履歴タイプの内部減衰をもつ等方等質の粘弾性体とする。
- 2) 表層地盤の水平方向の変位を無視し、基盤上の変位および地表面における垂直応力は零とする。
- 3) 地盤は調和振動しているとする。

2-2-1 地盤の振動方程式とその解

Fig.2-1 に示すように、剛基盤上に層厚Hの杭の部分中空とした表層地盤を考える。鉛直振動時における表層地盤の振動方程式は、水平方向の変位を無視し、Fig.2-1 に示す円筒座標系を用いると次式で表される。

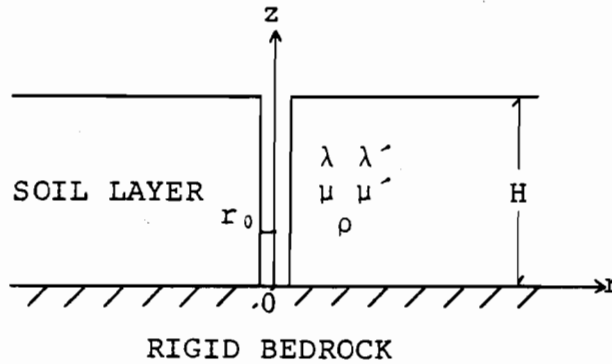


Fig. 2-1 Model of Soil Layer

$$\begin{aligned}
 & [(\lambda + 2\mu) + i (\lambda' + 2\mu')] \frac{\partial^2}{\partial z^2} w(r, z, t) + \\
 & (\mu + i\mu') \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{\partial^2}{\partial r^2} \right) w(r, z, t) = \rho \frac{\partial^2}{\partial t^2} w(r, z, t) \quad \dots\dots (2-1)
 \end{aligned}$$

ここに、

$w(r, z, t)$: 地盤の鉛直変位

λ, μ : Lamé の定数

λ', μ' : λ, μ に対応する粘性定数

ρ : 地盤の単位質量

i : 虚数単位 ($=\sqrt{-1}$)

t : 時間

r, z : 水平, 鉛直方向の円筒座標

調和振動していると考えているので、

$$w(r, z, t) = w(r, z) e^{i\omega t} \quad \dots\dots (2-2)$$

とおくことができる。(2-2) 式を (2-1) 式に代入すると、次式が得られる。

$$\left\{ \eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h] \right\} \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} + (1 + i D_h) \left(\frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} \right) = - (\omega / V_s)^2 w \quad \dots\dots (2-3)$$

ここで、

$$\eta^2 = \frac{V_l^2}{V_s^2} = \frac{\lambda + 2\mu}{\mu} = \frac{2(1-\nu)}{1-2\nu}$$
$$D_v = \lambda' / \lambda, \quad D_h = \mu' / \mu$$
$$V_l = \sqrt{[(\lambda + 2\mu) / \rho]}, \quad V_s = \sqrt{[\mu / \rho]} \quad \dots\dots (2-4)$$

V_l : 地盤の縦波速度

V_s : 地盤のせん断波速度

D_v, D_h : 地盤の内部減衰定数

ν : 地盤のポアソン比

w : 地盤の鉛直変位振幅 [$=w(r, z)$]

ω : 円振動数

(2-3) 式の解 w は r のみの関数 $R(r)$ と z のみの関数 $Z(z)$ との積として存在すると仮定し、次式のように表す。

$$w = R(r) \cdot Z(z) \quad \dots\dots (2-5)$$

(2-3) 式に (2-5) 式を代入し、両辺を $R \cdot Z$ で割ると次式が得られる。

$$\{ \eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h] \} \frac{1}{Z} \frac{\partial^2 Z}{\partial z^2} +$$

$$(1 + i D_h) \left(\frac{1}{r} \frac{\partial R}{\partial r} + \frac{\partial^2 R}{\partial r^2} \right) \frac{1}{R} = - (\omega / V_s)^2 w \quad \dots (2-6)$$

この式は、次の2つの常微分方程式に分けることができる。

$$\frac{d^2 Z}{d z^2} + h^2 Z = 0 \quad \dots (2-7)$$

$$\frac{1}{r} \frac{d R}{d r} + \frac{d^2 R}{d r^2} - q^2 R = 0$$

ここで、定数 h と q は次の関係を満足しなければならない。

$$- \{ \eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h] \} h^2 +$$

$$(1 + i D_h) q^2 = - (\omega / V_s)^2 \quad \dots (2-8)$$

また、上式は q に対して次のように書くことができる。

$$q^2 = \frac{\{ \eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h] \} h^2 - (\omega / V_s)^2}{1 + i D_h} \quad \dots (2-9)$$

(2-7) 式の解は、それぞれ次のように求められる。

$$R(r) = A K_0(qr) + B I_0(qr)$$

$$Z(z) = C \sin(hz) + D \cos(hz) \quad \dots (2-10)$$

ここに、

A, B, C, D : 積分定数

$I_0(qr)$: 0 次の第1種変形Bessel関数

$K_0(qr)$: 0 次の第2種変形Bessel関数

であり、積分定数は境界条件を与えることにより次のように決定される。

$$1) \ r \rightarrow \infty \quad : \quad \text{変位は有限} \quad B = 0$$

$$2) \ z = 0 \quad : \quad w = 0 \quad D = 0 \quad \dots (2-11)$$

$$3) \ z = H \quad : \quad \sigma_z = 0 \quad h_n = \frac{\pi(2n-1)}{2H} \quad n=1,2,3 \dots$$

したがって、地盤の鉛直変位振幅は次式のように得られる。

$$w = \sum_{n=1}^{\infty} A_n K_0(q_n r) \sin(h_n z) \quad \dots (2-12)$$

ここに、 A_n は未定定数であり、定数 q_n は (2-9) 式において $h = h_n$ とすることにより計算される。

さらに、地盤のせん断応力振幅 τ_{rz} は次式で得られる。

$$\tau_{rz} = (\mu + i \mu') \frac{\partial w}{\partial r} \dots\dots (2-13)$$

$$= -\mu (1 + i D_h) \sum_{n=1}^{\infty} A_n q_n K_1(q_n r) \sin(h_n z)$$

ここに、

$K_1(q_n r)$: 1 次の第 2 種変形 Bessel 関数

なお、表層地盤の非減衰の固有振動数は、共振時の振動数によって表され、共振時での変位は無限大となるため、(2-12) 式において $q_n = 0$ の解として求められる。したがって、非減衰の場合の固有振動数 ω_n は、(2-9) 式において $D_v = D_h = 0$ とすることにより次式のように求まる。

$$\omega_n = \eta V_s h_n = V_l h_n \dots\dots (2-14)$$

2-2-2 地盤の動抵抗係数

i) 動抵抗係数の算定

杭が鉛直方向に変形する時、杭周面には次式で定義する鉛直方向の地盤抵抗力 $P_r(z)$ が作用するものとする。

$$P_r(z) = \int_0^{2\pi} [\tau_{rz}(r_0)] r_0 dr \dots\dots (2-15)$$

ここで、杭周面に作用する地盤抵抗力はせん断応力のみで評価しており、垂直応力の影響は考慮していない。(2-15) 式に (2-13) 式を代入すると次式が得られる。

$$P_r(z) = -2\pi r_0 \mu (1 + i D_h) \sum_{n=1}^{\infty} A_n q_n K_1(q_n r_0) \sin(h_n z) \dots\dots (2-16)$$

ここで、次の無次元量を定義しておく。

$$\overline{q_n^2} = q_n^2 H^2$$

$$= \frac{\{\eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h]\} \overline{h_n^2} - a_0^2}{1 + i D_h}$$

$$\begin{aligned} \bar{h}_n &= h_n H = \frac{\pi}{2} (2n-1), & a_0 &= \frac{H}{V_s} \omega \\ \bar{z} &= \frac{z}{H}, & \bar{r} &= \frac{r}{H}, & \bar{r}_0 &= \frac{r_0}{H} \end{aligned} \quad \dots\dots (2-17)$$

H : 表層地盤の層厚

r₀ : 杭半径

上式を用いると、杭周に相当する点での地盤の鉛直変位振幅 w (r₀, z) および地盤抵抗力 P_r (z) は、次式のように表される。

$$\begin{aligned} w(r_0, z) &= \sum_{n=1}^{\infty} A_n K_0(\bar{q}_n \bar{r}_0) \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \\ &= \sum_{n=1}^{\infty} w_n \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \end{aligned} \quad \dots\dots (2-18)$$

$$P_r(z) = -2\pi \bar{r}_0 \mu (1 + i D_h) \sum_{n=1}^{\infty} A_n \bar{q}_n K_1(\bar{q}_n \bar{r}_0) \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \quad \dots\dots (2-19)$$

ここに、

$$\begin{aligned} w_n &: \text{杭周地盤の } n \text{ 次の未知鉛直変位振幅} \\ & (= A_n K_0(\bar{q}_n \bar{r}_0)) \end{aligned}$$

なお、未知数 w_n は杭周面における杭と地盤との境界条件より決定される。

さらに、杭周地盤の鉛直変位振幅と鉛直方向の地盤抵抗力を関係づける地盤の動抵抗係数 α を次式のように定義する。

$$\begin{aligned} P_r(z) &= -\alpha w(r_0, z) \\ &= -\sum_{n=1}^{\infty} \alpha_n w_n \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \end{aligned} \quad \dots\dots (2-20)$$

ここに、

$$\alpha_n : n \text{ 次の地盤の動抵抗係数}$$

(2-18) 式および (2-19) 式を (2-20) 式に代入すると、n 次の地盤の動抵抗係数 α_n は次式で得られる。

$$\alpha_n = 2\pi \mu \bar{\alpha}_n \quad \dots\dots (2-21)$$

ここで、 $\bar{\alpha}_n$ は無次元動抵抗係数であり次のように表される。

$$\bar{\alpha}_n = \bar{r}_o (1 + i D_h) \bar{q}_n \frac{K_1(\bar{q}_n \bar{r}_o)}{K_0(\bar{q}_n \bar{r}_o)} \quad \text{-----} \quad (2-22)$$

ii) 動抵抗係数の特性

杭周面に作用する地盤抵抗力は、(2-19)式で示されるように各次数の合計として求まる。また、(2-21)式で表される地盤の動抵抗係数は、表層地盤のせん断剛性 (μ)、ポアソン比 (ν)、層厚と杭半径との比 (H/r_o)、内部減衰定数 (D_v, D_h)、加振振動数 (a_o) および次数 (n) によって決定される。なお、地盤は複素剛性をもつ形で表されているので、地盤の動抵抗係数も複素形式で表される。その実数部は剛性、虚数部は減衰を示している。

Fig.2-2 に、無次元加振振動数 \bar{a}_1 に対する各次数の無次元動抵抗係数 $\bar{\alpha}_n$ を示す。ここで、 \bar{a}_1 は $a_o / (\eta \bar{h}_1)$ と表層地盤の1次固有振動数に対する比で与えているので、表層地盤の固有振動数は $\bar{a}_1 = 1, 3, 5, \dots$ となる。また、数値解析に用いた諸定数は図中に示した通りであるが、内部減衰定数 $D (= D_v = D_h)$ は0.02と仮定した。剛性および減衰は、固有振動数を境にして異なった傾向を示している。

固有振動数より低い振動数範囲では、剛性は次数によってかなり違っており、次数が高いほど大きな値を示している。また、剛性は固有振動数付近で急激な落ち込みを示しており、加振振動数が表層地盤の固有振動数と一致する時その値は最小となっている。一方、減衰は振動数に無関係でほぼゼロに近い値であり、逸散減衰よりむしろ地盤の内部減衰で決まっていると考えられる。この時の動抵抗係数は、定常波によって支配されている。

固有振動数を越えると、各次の剛性は一定値に漸近する。また、減衰は固有振動数を越えた点で急激に大きくなり、それ以上の振動数範囲では加振振動数に比例して増加している。この減衰はエネルギー逸散によるところが大きいと考えられる。この時の動抵抗係数は、進行波によって支配されている。

Fig.2-3 に、表層地盤の層厚 (H) と杭半径 (r_o) との比 H/r_o をパラメータとした場合における1次の無次元動抵抗係数 $\bar{\alpha}_1$ を示す。なお、加振振動数としては杭半径に関する無次元量 $a_o' = r_o \omega / V_s$ を用いている。 H/r_o の影響は低い振動数範囲で顕著に表れている。特に、剛性に対して H/r_o が及ぼす影響は大きく、 H/r_o が小さいほど、すなわち表層地盤の層厚が小さいほど剛性の値は高くなっている。しかし、振動数が高くなると、 H/r_o に関係なく剛性は一定値に漸近する。一方、減衰は表層地盤の1

次固有振動数以上の高振動数側で振動数と共に急激に増加するが、 H/r_0 による影響は少ない。なお、 H/r_0 が50以上では、その影響は顕著には表れていない。

内部減衰定数(D)が、1次の無次元動抵抗係数 $\bar{\alpha}_1$ に及ぼす影響をFig.2-4に示す。なお、加振振動数はFig.2-3と同じ無次元量 a_0' を用いている。地盤の1次固有振動数以下の振動数領域では、剛性への影響はほとんど表れていない。しかし、共振時において地盤の内部減衰が無い場合の剛性はゼロになるが、地盤の内部減衰が存在する場合の剛性はゼロとはならない。さらに、1次固有振動数より高い振動数範囲では剛性に対してその影響が顕著に表れており、地盤の内部減衰が存在する場合の剛性値は存在しない場合より小さくなっており、その差は振動数が高くなるほど大きくなっている。一方、1次固有振動数以下の振動数範囲における減衰は振動数に無関係な地盤の内部減衰のみであることがわかる。しかし、それ以上の振動数領域では地盤の内部減衰の有無による影響はほとんどなく、全体の減衰における逸散減衰が占める割合が非常に高いことがわかる。なお、地盤の内部減衰が動抵抗係数に及ぼす影響は表層地盤の層厚の大きさに依存していない。

Fig.2-5に、ポアソン比(ν)が1次の無次元動抵抗係数 $\bar{\alpha}_1$ に及ぼす影響を示す。なお、加振振動数としてはFig.2-3と同じ杭半径に関する無次元量 a_0' を用いている。ポアソン比が小さくなると、表層地盤の1次固有振動数は低振動数側へ移行している。1次固有振動数以下の振動数範囲の剛性はポアソン比が小さいほど小さい値を示している。しかし、振動数が高くなれば、ポアソン比に関係なく剛性は一定値に漸近する。一方、減衰は1次の固有振動数以上の高振動数側で振動数に比例する形で急増するが、ポアソン比による影響は小さい。なお、表層地盤の層厚が大きくなるほどポアソン比の動抵抗係数への影響は小さくなる傾向を示している。

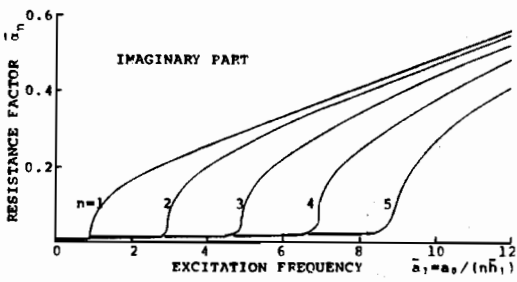
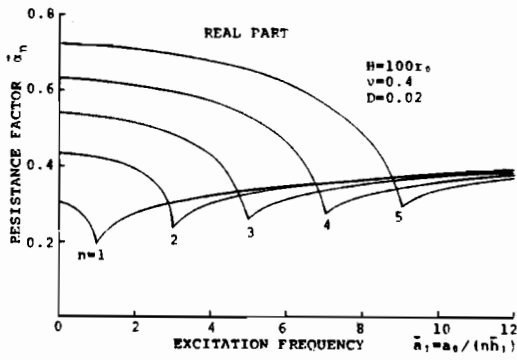


Fig. 2-2 Resistance Factor $\bar{\alpha}_n$ vs. Excitation Frequency for Various Modes n

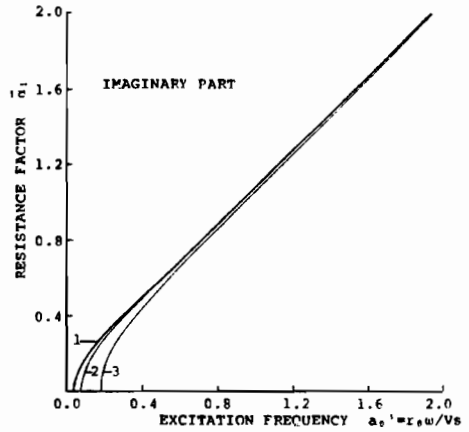
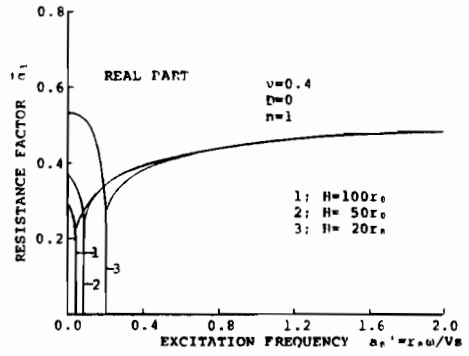


Fig. 2-3 Effect of Slender Ratio H/r_0 on Resistance Factor $\bar{\alpha}_1$ in First Mode with Excitation Frequency

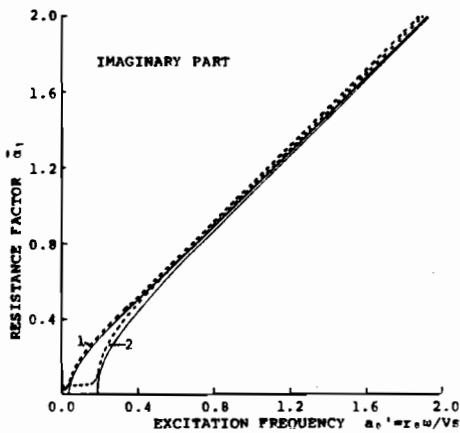
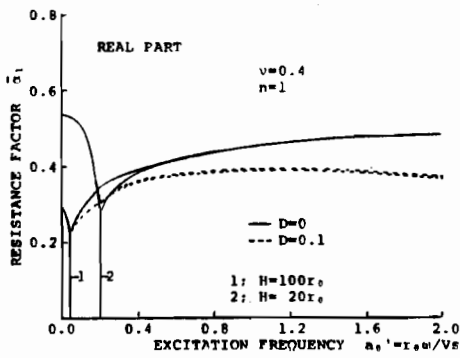


Fig. 2-4 Effect of Internal Damping in Soil Layer on Resistance Factor $\bar{\alpha}_1$ in First Mode with Excitation Frequency

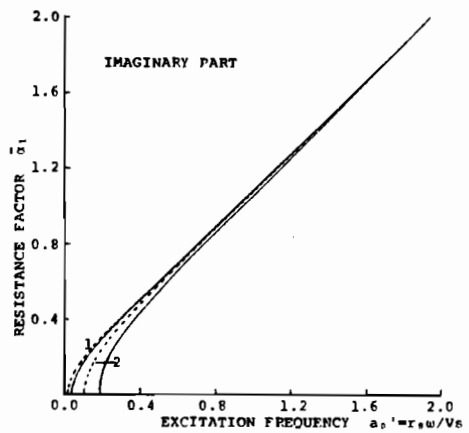
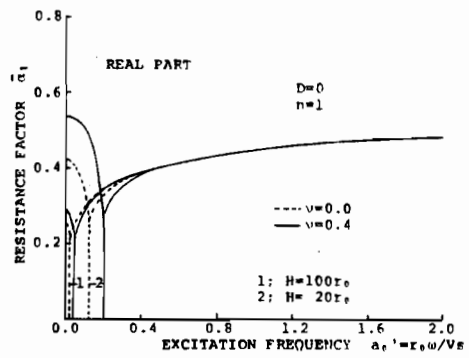


Fig. 2-5 Effect of Poisson's Ratio in Soil Layer on Resistance Factor $\bar{\alpha}_1$ in First Mode with Excitation Frequency

2-3 杭-地盤連成系の振動解析

本節では、前節で求めた地盤の抵抗力を用いて、杭-地盤連成系の振動方程式を導き、杭頭、杭先端および杭周における境界条件を与えることにより、解を求めた。さらに、その数値解析を行うことにより支持杭の振動特性を明確にした。また、杭に支持された剛体の応答を求める近似的な解析法を示した。ここで、杭-地盤系および剛体には次の仮定を設けた。

- 1) 杭は単杭で表層地盤に鉛直に貫入されており、杭先端は剛基盤に支持されている。
- 2) 杭は複素剛性をもつ粘弾性体であり、断面は円形をしている。
- 3) 杭と周囲の地盤は完全に密着しているものとする。
- 4) 伝播波の波長に比べて杭径は小さいものとし、杭を1次元として取り扱う。
- 5) 剛体は杭に完全に接合されており、剛体に加わった力は杭のみに伝達される。
- 6) 剛体と地表面との接地による抵抗は無視する。

さらに、本節では地盤の水平変位を考慮した場合における杭-地盤連成系の振動解析を行い、地盤の水平変位が鉛直振動時における杭の振動特性に及ぼす影響を検討した。

2-3-1 杭-地盤系の振動方程式とその解

i) 杭-地盤系の振動

Fig.2-6 に示すように、杭頭において鉛直に調和外力が作用している時、杭周面には地盤からの抵抗力が作用する。この時の杭-地盤系の振動方程式は次式で得られる。

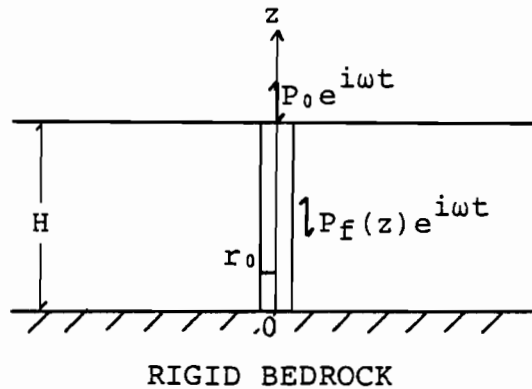


Fig. 2-6 Model of Pile-Soil System

$$-M_p \frac{\partial^2}{\partial t^2} (w_p e^{i\omega t}) + E_{pc} S \frac{\partial^2}{\partial z^2} (w_p e^{i\omega t}) = -P_f(z) e^{i\omega t} \quad \dots\dots (2-23)$$

ここに、

$$E_{pc} = E_p (1 + i D_p) \quad \text{-----} \quad (2-24)$$

M_p : 杭の単位長さ当りの質量

E_p : 杭のヤング係数

D_p : 杭の内部減衰定数

S : 杭の断面積

w_p : 杭の鉛直変位振幅 [= $w_p(z)$]

また、 $P_f(z)$ は杭周面に作用する地盤抵抗力であり、(2-20) 式より n のサブパラメータ m を用いて次のように表される。

$$P_f(z) = - \sum_{m=1}^{\infty} \alpha_m w_m \sin(h_m z) \quad \text{-----} \quad (2-25)$$

(2-23) 式に (2-25) 式を代入すると、杭の鉛直変位振幅に関する次式が得られる。

$$M_p \omega^2 w_p + E_{pc} S \frac{d^2 w_p}{dz^2} - \sum_{m=1}^{\infty} \alpha_m w_m \sin(h_m z) = 0 \quad \text{-----} \quad (2-26)$$

(2-26) 式の解は、斉次方程式の一般解 w_{ph} と非斉次方程式の特解 w_{pp} の和として次式のように表される。

$$w_p = w_{ph} + w_{pp} \quad \text{-----} \quad (2-27)$$

まず、特解 w_{pp} を次のように仮定する。

$$w_{pp} = \sum_{m=1}^{\infty} C_p \sin(h_m z) \quad \text{-----} \quad (2-28)$$

ここに、

C_p : 複素定数

(2-28) 式を (2-26) 式に代入すると、次式が得られる。

$$M_p \omega^2 \sum_{m=1}^{\infty} C_p \sin(h_m z) - \sum_{m=1}^{\infty} \alpha_m w_m \sin(h_m z) - E_{pc} S \sum_{m=1}^{\infty} C_p h_m^2 \sin(h_m z) = 0 \quad \text{-----} \quad (2-29)$$

したがって、 C_p は次式のように決定される

$$C_p = \frac{\alpha_m w_m}{M_p \omega^2 - E_{pc} S h_m^2} \quad \text{-----} \quad (2-30)$$

一方、斉次方程式の一般解 w_{ph} は次のように求められる。

$$w_{ph} = A_p \cos(\kappa_p z) + B_p \sin(\kappa_p z) \quad \text{-----} \quad (2-31)$$

ここで、

$$\kappa_p^2 = \frac{M_p \omega^2}{E_{pc} S} \quad \text{-----} \quad (2-32)$$

A_p, B_p : 積分定数

以上のようにして得られた (2-28) 式および (2-31) 式を (2-27) 式に代入すると杭の鉛直変位振幅は、次式の通りとなる。

$$w_p = A_p \cos(\kappa_p z) + B_p \sin(\kappa_p z) + \sum_{m=1}^{\infty} C_p \sin(h_m z) \quad \text{-----} \quad (2-33)$$

なお、(2-30) 式に示した複素定数 C_p は (2-32) 式を用いると次のように表される。

$$C_p = \frac{1}{E_{pc} S} \cdot \frac{\alpha_m w_m}{\kappa_p^2 - h_m^2} \quad \text{-----} \quad (2-34)$$

境界条件として、

$$1) \quad z = 0 \quad : \quad w_p = 0$$

$$2) \quad z = H \quad : \quad E_{pc} S \frac{dw_p}{dz} = P_0$$

を与えると、積分定数 A_p および B_p は次のように決定される。

$$A_p = 0$$

$$B_p = \frac{P_0}{E_{pc} S \kappa_p \cos(\kappa_p H)} \quad \text{-----} \quad (2-35)$$

したがって、(2-33) 式は次のようになる。

$$w_p = \frac{P_0}{E_{pc} S \kappa_p \cos(\kappa_p H)} \sin(\kappa_p z) + \sum_{m=1}^{\infty} C_p \sin(h_m z) \quad \text{-----} \quad (2-36)$$

さらに、杭の周囲の地盤と完全に密着して定常振動しているという仮定より、杭の鉛直変位振幅 (2-36) 式と杭周地盤の鉛直変位振幅 (2-18) 式には、次式が常に成立しなければならない。

$$\begin{aligned} & \frac{P_0}{E_{pc} S \kappa_p \cos(\kappa_p H)} \sin(\kappa_p z) + \sum_{m=1}^{\infty} C_p \sin(h_m z) \\ &= \sum_{n=1}^{\infty} w_n \sin(h_n z) \quad \text{-----} \quad (2-37) \end{aligned}$$

上式の左辺を区間0～Hで $\sin(h_n z)$ でFourier級数展開を行うと、(2-37)式は次のようになる。

$$\sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \frac{P_0}{E_{pc} S \kappa_p \cos(\kappa_p H)} g_n + \sum_{m=1}^{\infty} \frac{1}{E_{pc} S} \cdot \frac{\alpha_m W_m}{\kappa_p^2 - h_m^2} f_{nm} \right\} \sin(h_n z) = \sum_{n=1}^{\infty} W_n \sin(h_n z) \quad \dots\dots (2-38)$$

ここで、

$$g_n = \frac{2}{H} \int_0^H \sin(\kappa_p z) \sin(h_n z) dz = \begin{cases} \frac{2}{H} \cdot \frac{(-1)^{n-1} \kappa_p \cos(\kappa_p H)}{h_n^2 - \kappa_p^2} & ; \kappa_p \neq h_n \\ 1 & ; \kappa_p = h_n \end{cases} \quad \dots\dots (2-39)$$

$$f_{nm} = \frac{2}{H} \int_0^H \sin(h_m z) \sin(h_n z) dz = \begin{cases} 0 & ; h_m \neq h_n \\ 1 & ; h_m = h_n \end{cases}$$

(2-38)式に(2-39)式を代入し、 w_n について解くと次式が得られる。

$$w_n = \frac{2 P_0}{H} \cdot \frac{(-1)^{n-1}}{E_{pc} S (h_n^2 - \kappa_p^2) + \alpha_n} \quad \dots\dots (2-40)$$

したがって、杭の鉛直変位振幅は(2-37)式の関係を考慮すると次式で表される。

$$w_p = \frac{P_0 r_0}{E_{pc} S} \bar{w}_p \quad \dots\dots (2-41)$$

ここで、 \bar{w}_p は無次元鉛直変位振幅であり次式の通りとなる。

$$\bar{w}_p = \frac{2}{r_0} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n-1}}{h_n^2 - \bar{\lambda}^2 + \gamma \bar{\alpha}_n} \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \quad \dots\dots (2-42)$$

ここで、

$$\bar{\lambda}^2 = \kappa_p^2 H^2 = \frac{M_p \omega^2}{E_{pc} S} H^2 = \frac{\bar{V}^2 a_0^2}{1 + i D_p}, \quad \bar{\rho} = \rho / \rho_p$$

$$\gamma = 2 \pi \frac{\mu H^2}{E_{pc} S} = \frac{2 \bar{V}^2 \bar{\rho} \chi}{\bar{r}_0^2 (1 + i D_p)}, \quad \chi = \frac{\pi r_0^2}{S}$$

$$\bar{V}^2 = \frac{V_s^2}{V_p^2} = \frac{\mu \rho_p}{E_p \rho}, \quad V_p = \sqrt{(E_p / \rho_p)} \quad \text{----- (2-43)}$$

ρ_p : 杭の単位質量

V_p : 杭の縦波速度

さらに、杭-地盤連成系の杭頭における複素剛性 k_p を加振力と杭頭鉛直変位応答の比として、次式のように定義する。

$$k_p = \frac{P_o}{w_p(H)} = \frac{E_{pc} S}{r_o} \bar{k}_p \quad \text{----- (2-44)}$$

ここで、 \bar{k}_p は無次元複素剛性であり次式で表される。

$$\bar{k}_p = \bar{r}_o / \left(2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\bar{h}_n^2 - \bar{\lambda}^2 + \gamma \bar{\alpha}_n} \right) \quad \text{----- (2-45)}$$

なお、杭-地盤系の固有振動数は次式の解として求められる。

$$\bar{h}_n^2 - \bar{\lambda}^2 + \gamma \bar{\alpha}_n = 0 \quad \text{----- (2-46)}$$

さらに、数値解析においては、無次元加振振動数 b_1 に対する杭頭における無次元変位 w' および無次元複素剛性 k' を求めている。ここで、 b_1 、 w' および k' は、次式のように定義している。

$$b_1 = \frac{\omega}{\omega_p}, \quad \omega_p = \frac{\pi}{2H} \sqrt{\left(\frac{E_p S}{M_p} \right)}$$

$$w' = (w_p \text{ at } \omega) / (w_p \text{ at } \omega = 0)_{z=H}$$

$$k' = (k_p \text{ at } \omega) / (k_p \text{ at } \omega = 0)_{z=H} \quad \text{----- (2-47)}$$

ここに、 ω_p は一端固定、他端自由の杭体のみの1次固有振動数である。また、 w' および k' は静的な値で基準化された変位および複素剛性である。

なお、本節での杭-地盤連成系の振動方程式は杭周面に作用する抵抗力のみを考慮して導いており、杭先端変位および杭頭の加振力は境界条件として与えている。したがって、Nogami, Novak⁽⁴⁻¹⁾ の解析とは手法が異なるが、支持杭に対する解は一致しており、この解法の摩擦杭あるいは群杭への拡張が可能であると考えられる。

ii) 杭に支持された剛体の振動

Fig.2-7 に示すように杭に支持された剛体に鉛直に調和外力が作用している場合を考える。

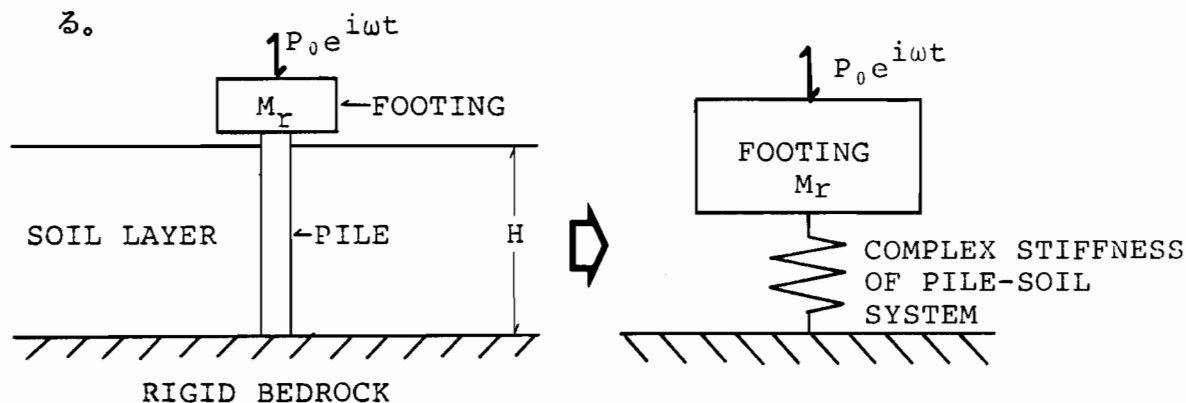


Fig. 2-7 Model of Footing Supported by Pile

剛体の振動特性を求める時、剛体と表層地盤の接地抵抗を無視すると剛体-杭-地盤系は1質点系の振動モデルに置換することができる。このモデルでの杭-地盤連成系の杭頭における複素剛性 k_p は(2-44)式で求められており、鉛直加振に対する剛体の振動方程式は次式で得られる。

$$M_r \frac{d^2}{dt^2} w_r + k_p w_r = P_0 e^{i\omega t} \quad \dots\dots (2-48)$$

ここに、

- M_r : 剛体の質量
- w_r : 剛体の鉛直変位振幅
- P_0 : 剛体に働く外力

このとき、(2-48)式の解として強制振動解のみを考えればよく、以下の式で得られる。

$$w_r = \frac{P_0 r_0}{E_p c S} \cdot \frac{1}{\bar{k}_p - \bar{M} \lambda^2 \bar{r}_0} \quad \dots\dots (2-49)$$

ここで、

$$\bar{M} = M_r / M_p H \quad \dots\dots (2-50)$$

\bar{M} : 剛体と杭の質量比

したがって、杭頭における複素剛性 k_p が得られると、あらゆる杭に支持された剛体の動的挙動を把握することが可能となる。

2-3-2 杭の振動特性に関する考察

杭と地盤の動的相互作用を特長づける地盤性状および杭性状に関するパラメータに対して、杭頭における変位および複素剛性を求めることにより、支持杭の振動特性の考察を行った。また、杭に支持された剛体の応答の検討も行った。ここで考慮すべきパラメータとしては、(2-42)式および(2-49)式より次の無次元量が考えられる。

H/r_0 : 表層地盤の層厚(杭長)と杭半径との比

ν : 地盤のポアソン比

D : 地盤の内部減衰定数 ($= D_v = D_h$)

$\bar{\rho}$: 地盤と杭との質量比

\bar{V} : 地盤と杭との剛性比に相当する地盤のせん断波速度と杭の縦波速度との波動速度比

D_p : 杭の内部減衰定数

\bar{M} : 剛体と杭との質量比

結果として、(2-47)式の関係を用いることによって得られる無次元加振振動数 b_1 に対する杭頭における無次元変位 w' および無次元複素剛性 k' を図示した。数値解析に用いたパラメータの値は図中に示した通りであるが、杭の内部減衰定数は特記なきかぎり $D_p = 0.0$ とし杭を弾性体として取り扱った。また、無限級数の項数は20とした。変位応答のグラフでは、変位振幅と位相差が示されており、複素剛性では、実数部は剛性、虚数部は減衰を表している。

i) 杭の振動特性

Fig.2-8 に $H/r_0 = 100$, Fig.2-9に $H/r_0 = 50$ および Fig.2-10に $H/r_0 = 20$ と、それぞれ細長い杭、適度に細長い杭および短い杭に対する杭頭変位の周波数応答関数を、波動速度比 (\bar{V}) をパラメータとして示す。Fig.2-8 ~ Fig.2-10に示した変位振幅の応答曲線には、一般に2つのピークが表れる。最初のピークは地盤の固有振動数に対する共振によるものであり、もう1つのピークは杭-地盤系の連成によって生じる共振によるものである。ここで、Fig.2-2 で用いた加振振動数 \bar{a}_1 と加振振動数 b_1 には $b_1 = \eta \bar{V} \bar{a}_1$ の関係があり、地盤の固有振動数は $\bar{a}_1 = 1, 3, 5, \dots$ であるので b_1 に換算することができる。したがって、ポアソン比が同じ場合には \bar{V} の値が大きいほど、すなわち地盤が硬いほど地盤の固有振動数を b_1 で示すと大きい値となる。Fig.2-8 ~ Fig.2-10からわかる

ように、地盤が硬くなると地盤の高次の固有振動数においても地盤の共振によるピークが表れており、この現象は H/r_0 が大きくなる、すなわち杭が細長くなるほどはっきりしている。一方、地盤が軟らかくなるほど地盤の1次固有振動数における共振によるピークは小さくなっており、この傾向は杭が短くなるほど顕著である。特に、地盤が非常に軟らかい、あるいは杭が非常に硬い場合 ($\bar{V}=0.01$) では、このピークはほとんど表れていない。なお、地盤の1次固有振動数における共振によるピーク大きさは静的な値の1.3倍より小さい。一方、杭-地盤系の連成によるピークは地盤が軟らかいほど、また杭が短いほど大きく表れている。しかし、杭が細長くなるほど、このピークは抑制される傾向がある。これは、位相差からもわかるように逸散減衰による所が大きいと考えられる。このピークが表れる振動数は、地盤が軟らかくなる、あるいは杭が短くなるほど杭体みのみの1次固有振動数 ($b_1 = 1$) に近づいている。なお、このピークの表れない細長い杭では、地盤の1次固有振動数以上の振動数領域ではフラットな応答曲線を示している。位相差は、地盤の1次固有振動数より低い加振振動数範囲では、ほぼゼロを示している。また、杭-地盤系の連成によるピークが表れる振動数付近で、位相差は急激に大きくなっている。

杭頭における複素剛性を、Fig.2-11~Fig.2-13に変位応答の場合と同様に、地盤と杭との波動速度比 (\bar{V}) をパラメータとして、3種類の H/r_0 に対して示す。複素剛性の実数部は、地盤の固有振動数付近で変化を示している。特に、1次固有振動数付近では急激に変化し、この変化の割合は地盤が硬くなるほど、あるいは杭が細長くなるほど大きい。一方、加振振動数が高くなると、地盤が軟らかい場合、剛性は振動数と共に放物線的に減少している。また、杭-地盤系の1次固有振動数と加振振動数が一致した時、剛性はゼロになっており、この時の振動数は地盤が軟らかいほど $b_1 = 1$ に近づいている。この傾向は、杭が短くなるほど顕著である。しかし、地盤が硬く細長い杭ではFig.2-11からわかるように、剛性は地盤の固有振動数付近を除けば加振振動数と関係なく一定となり振動数依存性が少ないと考えられる。また、減衰については、地盤の1次固有振動数が加振振動数を越えると急激に表れ、それ以上の振動数範囲では加振振動数が高くなるにつれて大きくなっている。この増加の割合は地盤が軟らかいほど、また杭が短いほど著しい。なお、この減衰は逸散エネルギーによる所が大であると考えられる。

Figs. 2-14, 2-15に、地盤の内部減衰定数 (D) が変位応答および複素剛性に及ぼす影響を示す。これらの図からわかるように、地盤の内部減衰の影響は地盤の固有振動数付近で顕著に表れている。すなわち、地盤の内部減衰が無い場合、変位応答曲線の地盤の共

振によるピークが大きくなっている。また複素剛性の実数部では地盤の固有振動数付近における変化の割合が急激になっており、加振振動数と表層地盤の1次固有振動数が一致する点では剛性はゼロになる。この傾向は地盤が硬くなるほど顕著に表れている。一方、地盤の1次固有振動数以下の振動数範囲における複素剛性の虚数部は、地盤の内部減衰が無い場合はゼロであるが、振動数が高くなると逸散エネルギーによる所が大になるため、地盤の内部減衰による影響はほとんど表れていない。

地盤のポアソン比 (ν) をパラメータとした場合の変位応答および複素剛性を、Fig.2-16およびFig.2-17に示す。ポアソン比が小さくなると、地盤の固有振動数は低振動数側へ移行する。地盤の固有振動数付近を除くと、ポアソン比が大きいほど応答の振動数依存性は少ない。しかし、変位および複素剛性の応答曲線はほぼ同じ様な傾向を示しており、ポアソン比の杭の振動特性への影響は小さいと考えられる。

Fig.2-18およびFig.2-19に、杭の内部減衰定数 (D_p) の変位応答および複素剛性に対する影響を示す。杭の内部減衰の有無によらず、応答曲線は同様な傾向を示しており、その影響は小さい。また、Fig.2-14およびFig.2-15と比較すると、杭の振動特性への影響は地盤の内部減衰のほうが杭の内部減衰より大きいことがわかる。

したがって、支持杭の振動特性は、杭長と杭半径との比 (H/r_0)、地盤と杭との剛性比に相当する地盤と杭との波動速度比 (\bar{V})、地盤と杭との質量比 ($\bar{\rho}$)、地盤のポアソン比 (ν)、地盤の内部減衰定数 (D)、杭の内部減衰定数 (D_p) および加振振動数 (a_0) によって支配されており、特に、加振振動数、杭長と杭半径との比および地盤と杭との波動速度比の影響を顕著に受けることが明らかとなった。

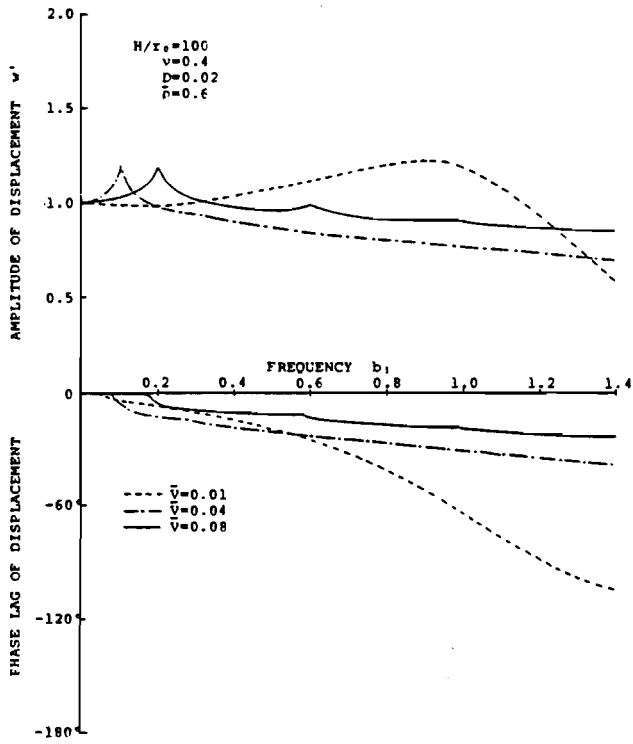


Fig. 2-8 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Wave Velocity Ratio \bar{v}

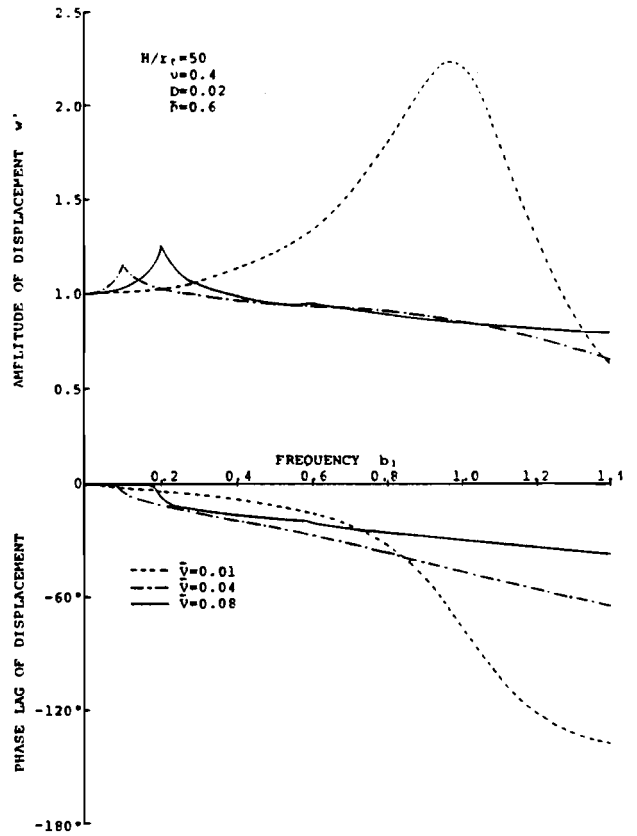


Fig. 2-9 Variations of Frequency Response of amplitude and Phase Lag of Displacement with Wave Velocity Ratio \bar{v}

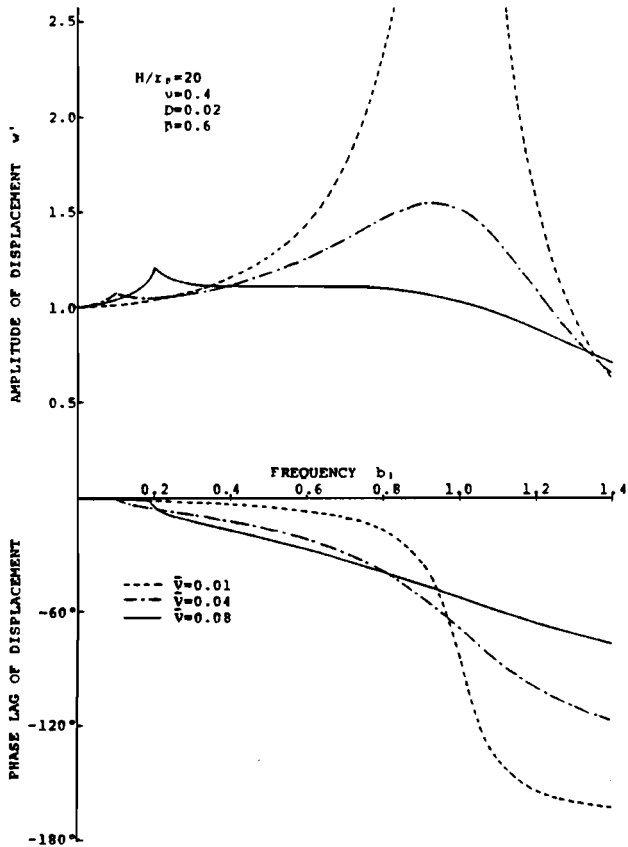


Fig. 2-10 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Wave Velocity Ratio \bar{v}

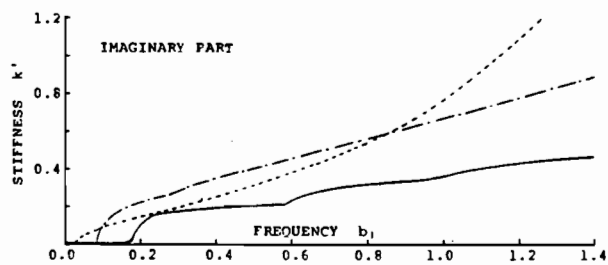
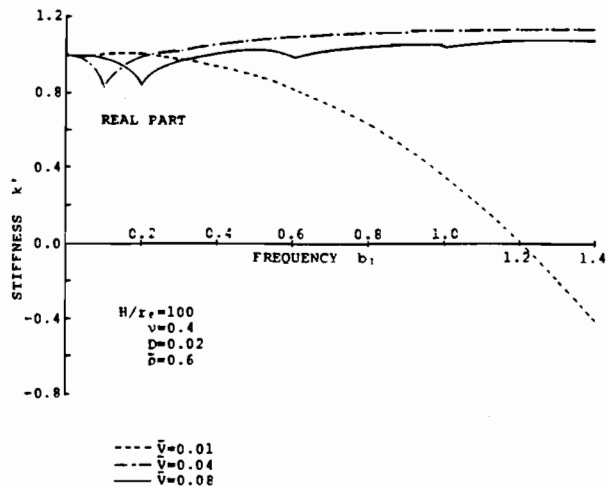


Fig. 2-11 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency With Wave Velocity Ratio $\bar{\nu}$

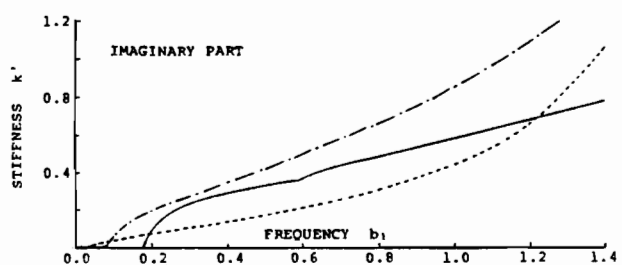
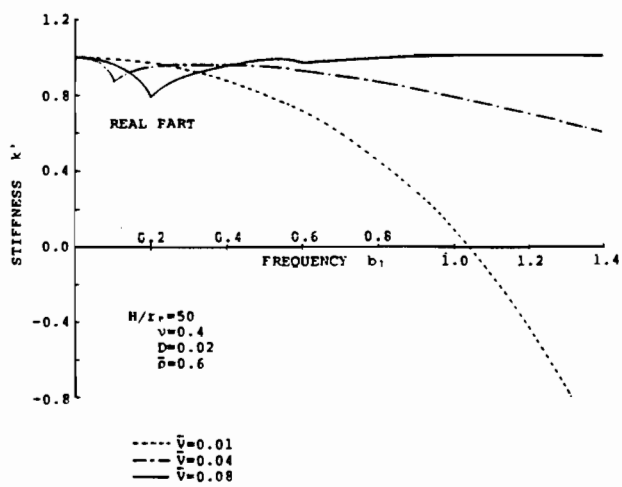


Fig. 2-12 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Wave Velocity Ratio $\bar{\nu}$

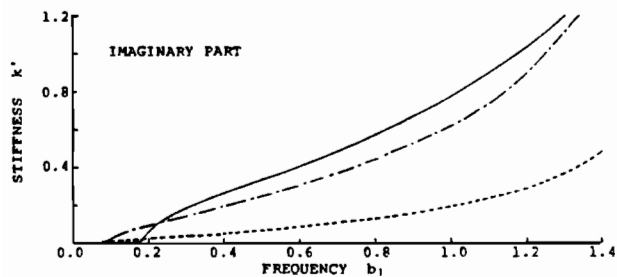
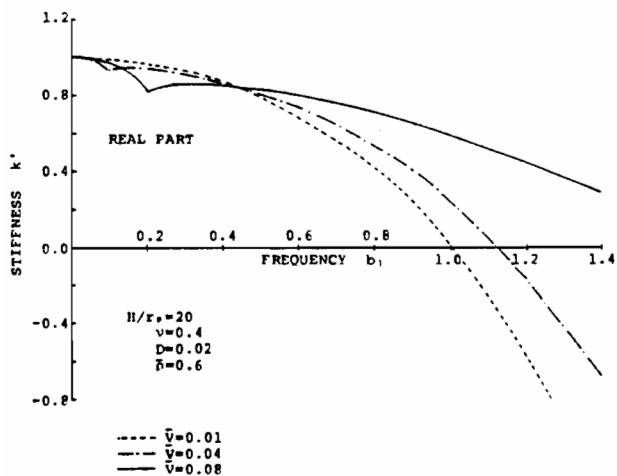


Fig. 2-13 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Wave Velocity Ratio $\bar{\nu}$

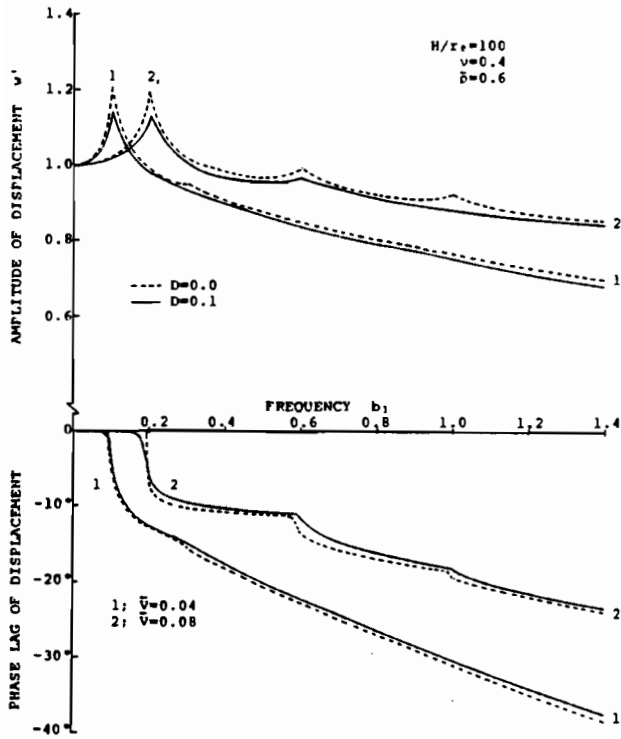


Fig. 2-14 Effect of Internal Damping in Soil Layer on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Wave Velocity Ratio \bar{V}

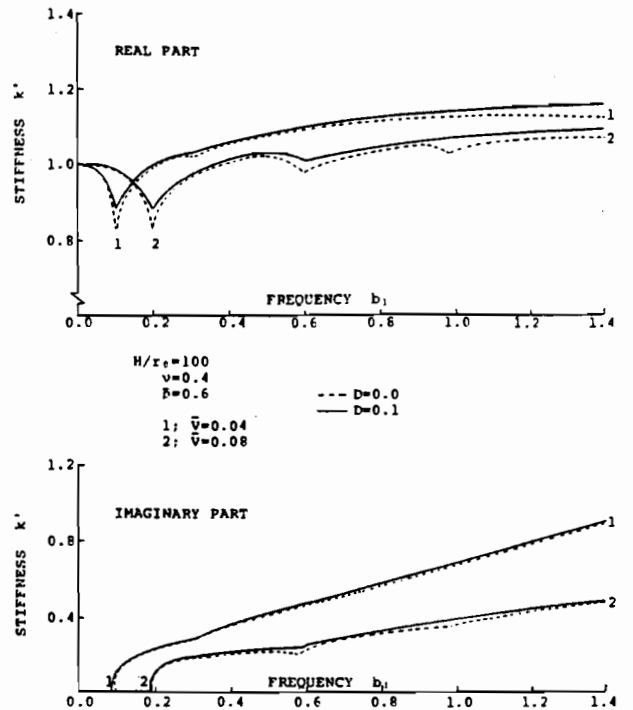


Fig. 2-15 Effect of Internal Damping in Soil Layer on Complex Stiffness of Pile with Frequency and Wave Velocity Ratio \bar{V}

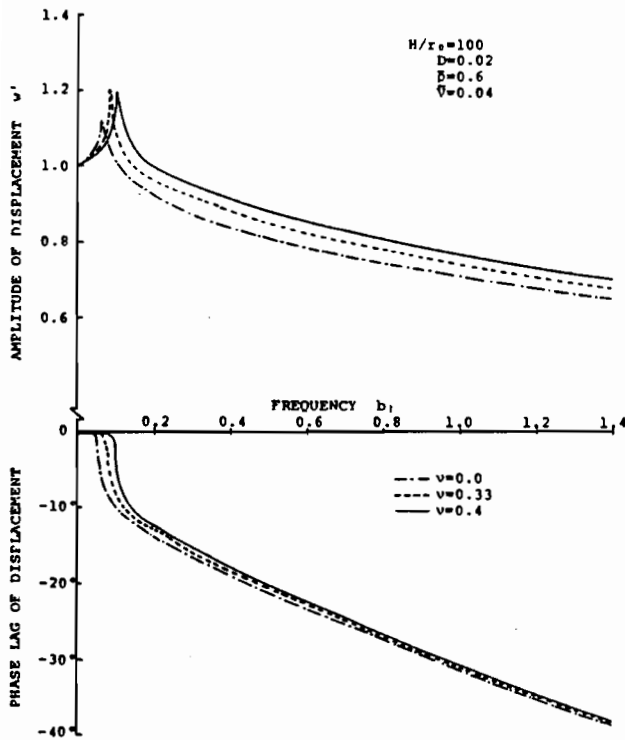


Fig. 2-16 Effect of Poisson's Ratio in Soil Layer on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement

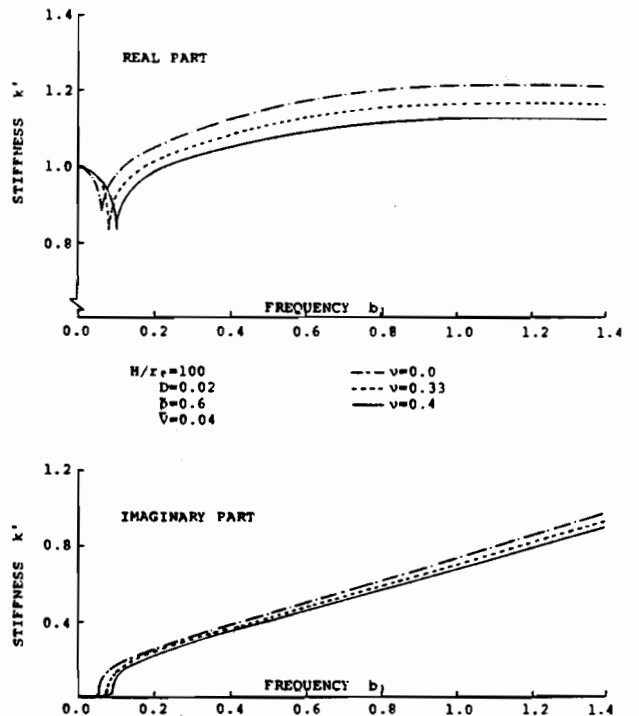


Fig. 2-17 Effect of Poisson's Ratio in Soil Layer on Complex Stiffness of Pile with Frequency

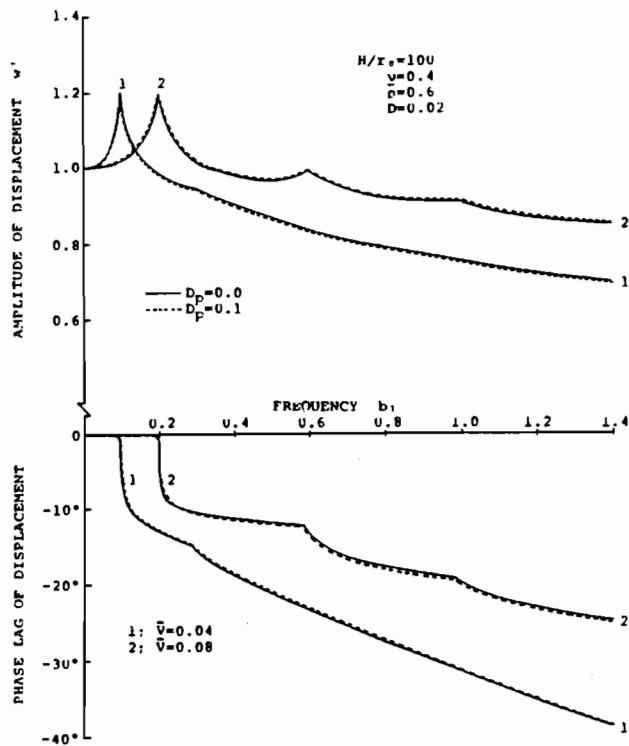


Fig. 2-18 Effect of Internal Damping in Pile on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Wave Velocity Ratio \bar{V}

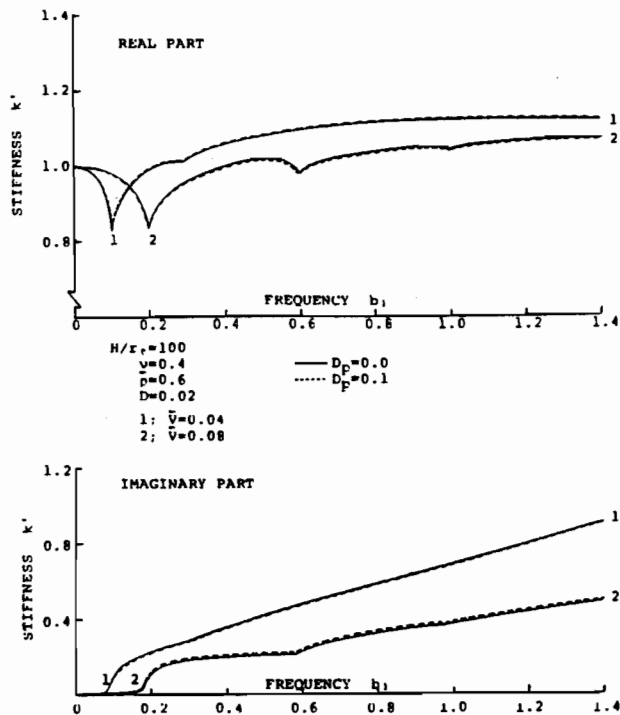


Fig. 2-19 Effect of Internal Damping in Pile on Complex Stiffness of Pile with Frequency and Wave Velocity Ratio \bar{V}

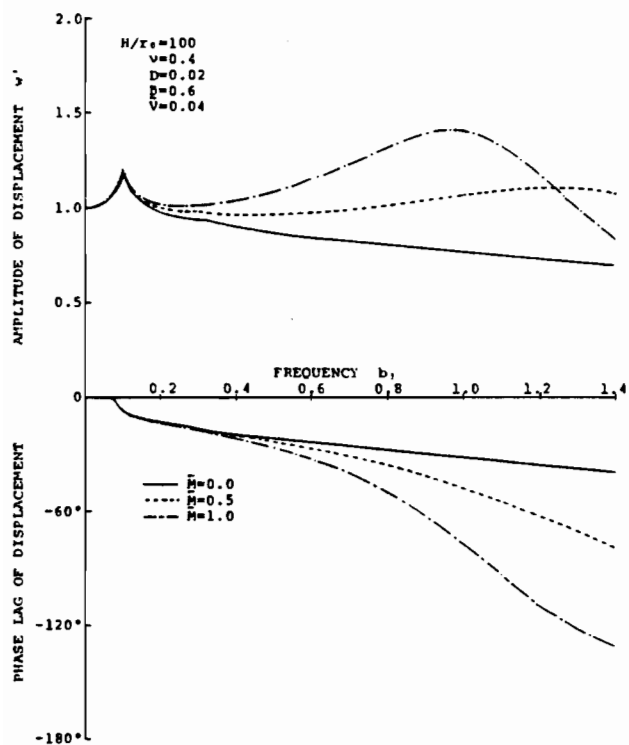


Fig. 2-20 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement of Footing Supported by Pile with Mass Ratio \bar{M}

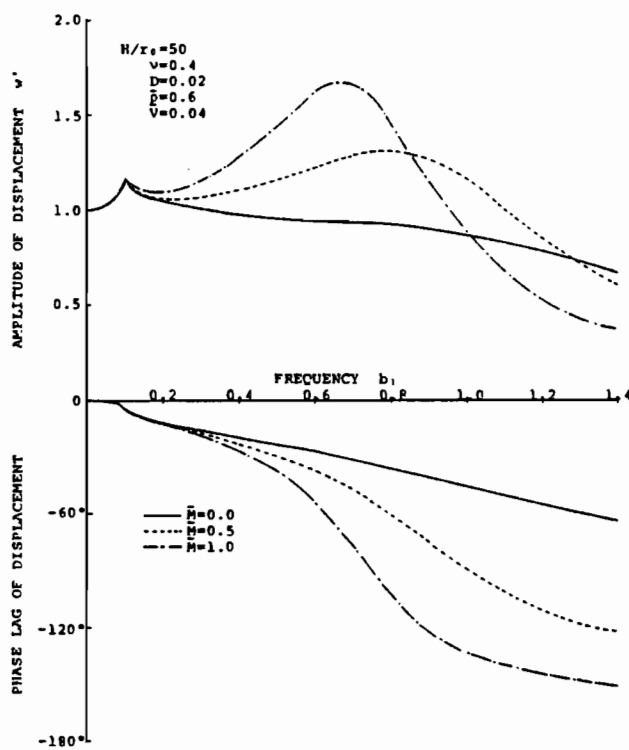


Fig. 2-21 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement of Footing Supported by Pile with Mass Ratio \bar{M}

ii) 杭に支持された剛体の応答

Fig.2-20～Fig.2-24に、(2-49)式で求められる杭に支持された剛体の変位応答を示す。なお、図は(2-47)式の関係を用いることによって得られる無次元加振振動数 b_1 に対する剛体の無次元変位 w' であり、変位振幅と位相差を示している。

Fig.2-20に $H/r_0 = 100$ 、Fig.2-21に $H/r_0 = 50$ 、Fig.2-22に $H/r_0 = 20$ の場合における剛体の変位応答を、剛体と杭との質量比(\bar{M})をパラメータとして示す。Fig.2-20～Fig.2-22に示した変位応答曲線には、地盤の固有振動数に対する共振によるピークと、剛体-杭-地盤系の連成によって生じる共振によるピークが表れている。地盤の1次固有振動数における無次元変位振幅の大きさは、 \bar{M} の大きさにより差が少ない。すなわち、静的な値に対する倍率はほぼ同じであり、地盤の共振状態では剛体の有無による影響は小さいと考えられる。一方、剛体-杭-地盤系の連成によるピークが表れる振動数は、 \bar{M} が大きくなるほど、すなわち剛体の質量が大きくなるほど低振動数側へ移行するが、静的な値で基準化された変位振幅の値は大きくなっている。なお、この傾向は杭が短くなるほど顕著である。一方、位相差は加振振動数が地盤の1次固有振動数より高くなると表れ、剛体-杭-地盤系の連成によるピークが表れる振動数では約90度を示している。

剛体と杭との質量比を $\bar{M} = 1$ と一定にし、地盤と杭との波動速度比(\bar{V})をパラメータとした時の変位応答を、Fig.2-23およびFig.2-24に示す。 \bar{V} が小さくなるほど、 H/r_0 が小さくなるほど、すなわち地盤が軟らかくなる、あるいは杭が短くなるほど、剛体が存在しない場合と同様に地盤の共振によるピークは明らかでなくなるが、剛体-杭-地盤系の連成によるピークが表れる振動数は低い方へ移行し、その時の無次元変位振幅の値は大きくなる傾向を示している。

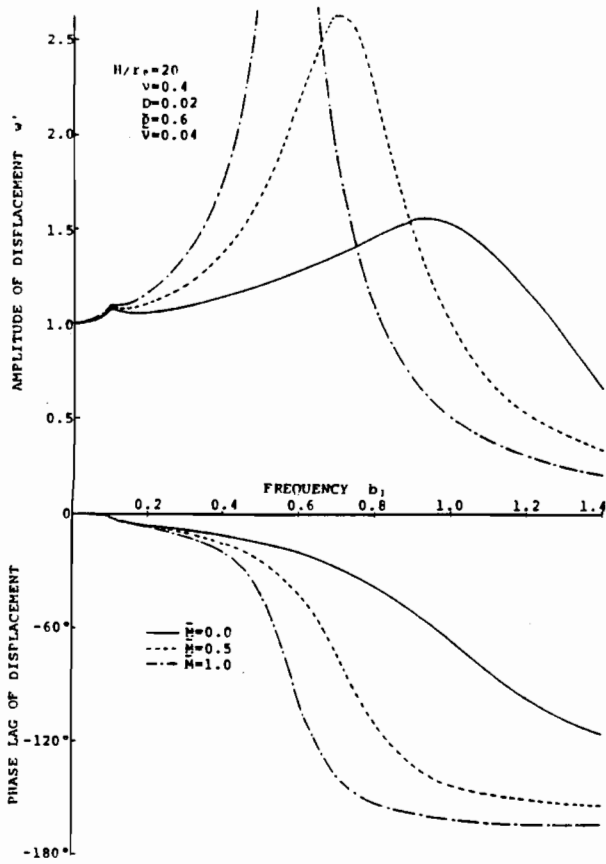


Fig. 2-22 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement of Footing Supported by Pile with Mass Ratio \bar{M}

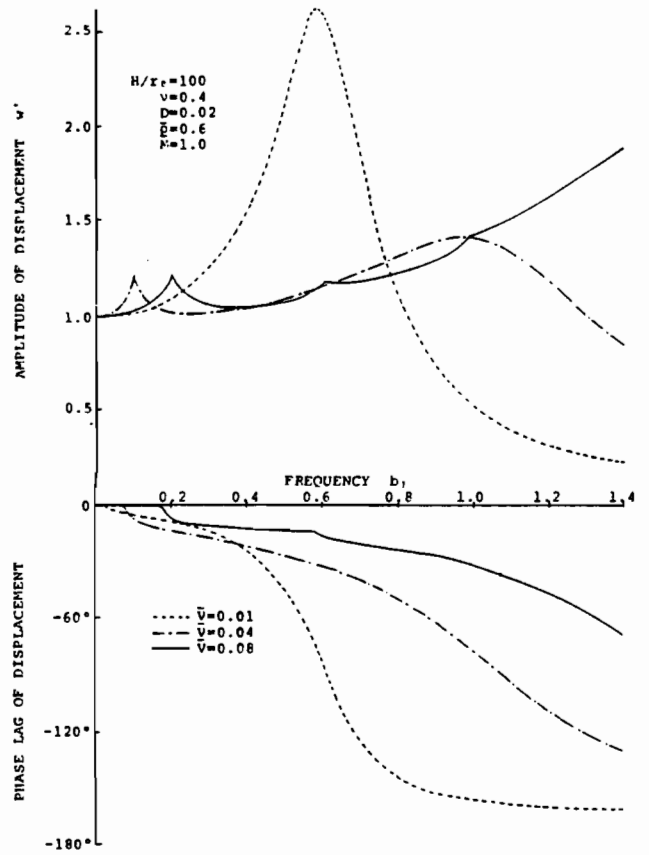


Fig. 2-23 Effect of Wave Velocity Ratio \bar{V} on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement of Footing Supported by Pile

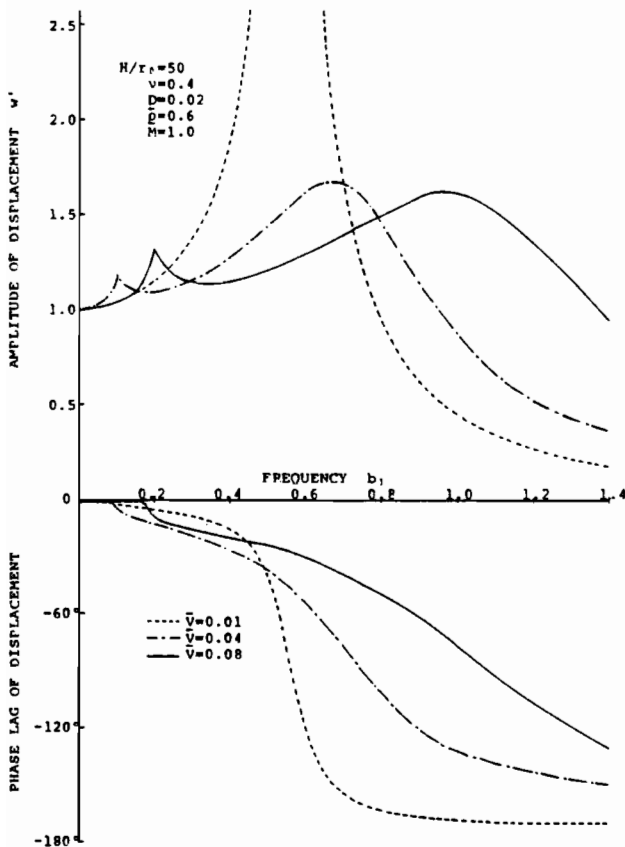


Fig. 2-24 Effect of Wave Velocity Ratio \bar{V} on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement of Footing Supported by Pile

2-3-3 地盤の水平変位の影響

本章の解析では、杭の振動特性を地盤の水平変位を無視するという仮定のもとに求めている。ここでは、地盤の水平変位を考慮した場合における杭-地盤連成系の振動解析を行い、地盤の水平変位が杭の振動特性に及ぼす影響を考察した。

i) 地盤の動抵抗係数

Fig.2-1 に示す表層地盤の調和振動時における振動方程式は、円筒座標系に関して軸対称条件 ($\partial/\partial\theta = v = 0$) のもとに、次式のように得られる。

$$\begin{aligned}
 (\lambda^* + 2\mu^*) \frac{\partial}{\partial r} (\Delta e^{i\omega t}) + 2\mu^* \frac{\partial}{\partial z} (\Omega e^{i\omega t}) \\
 = \rho \frac{\partial^2}{\partial t^2} (u e^{i\omega t}) \\
 (\lambda^* + 2\mu^*) \frac{\partial}{\partial z} (\Delta e^{i\omega t}) - 2\mu^* \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \Omega e^{i\omega t}) \\
 = \rho \frac{\partial^2}{\partial t^2} (w e^{i\omega t}) \quad \dots\dots (2-51)
 \end{aligned}$$

ここで、

$$\begin{aligned}
 \Delta = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r u) + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2}, \quad \Omega = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial r} \right) \\
 \lambda^* = \lambda + i\lambda', \quad \mu^* = \mu + i\mu' \quad \dots\dots (2-52)
 \end{aligned}$$

u, w : 地盤の水平および鉛直方向の変位振幅

変数分離法を用い、境界条件として、

- 1) $r \rightarrow \infty$: 変位は有限
- 2) $z = 0$: $w = 0$
- 3) $z = H$: $\sigma_z = 0$

を与えると、地盤の鉛直および水平方向の変位振幅およびせん断応力振幅が次式のように求められる。

$$\begin{aligned}
 w = \sum_{n=1}^{\infty} \sin(h_n z) \{-A_n h_n K_0(y_n r) + B_n s_n K_0(s_n r)\} \\
 u = \sum_{n=1}^{\infty} \cos(h_n z) \{-A_n y_n K_1(y_n r) + B_n h_n K_1(s_n r)\}
 \end{aligned}$$

$$\tau_{rz} = \mu (1 + i D_h) \sum_{n=1}^{\infty} \sin(h_n z) \{ 2 A_n y_n h_n K_1(y_n r) - B_n (h_n^2 + s_n^2) K_1(s_n r) \} \quad \text{-----} \quad (2-53)$$

ここで、

$$y_n^2 = \frac{\{\eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h]\} h_n^2 - (\omega/V_s)^2}{\eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h]} \quad \text{-----} \quad (2-54)$$

$$s_n^2 = \frac{(1 + i D_h) h_n^2 - (\omega/V_s)^2}{1 + i D_h}$$

A_n, B_n : 積分定数

さらに、杭が地盤と密着して鉛直方向のみに変形すると仮定しているので、杭周における地盤の水平変位はゼロとなる。すなわち、 $r = r_0$ において次式が成立する。

$$u = \sum_{n=1}^{\infty} \cos(h_n z) \{-A_n y_n K_1(y_n r_0) + B_n h_n K_1(s_n r_0)\} = 0 \quad \text{-----} \quad (2-55)$$

(2-55) 式を解くと、積分定数 A_n と B_n の関係が次のように得られる。

$$A_n = \frac{h_n K_1(s_n r_0)}{y_n K_1(y_n r_0)} B_n \quad \text{-----} \quad (2-56)$$

杭周に相当する点での地盤の変位は鉛直方向のみに生じるので、(2-15) 式で求まる地盤抵抗力は (2-20) 式の関係を用いて表すことができる。したがって、地盤の水平変位を考慮した時の n 次の地盤の無次元動抵抗係数 $\bar{\alpha}_n$ は、次式のように得られる。

$$\bar{\alpha}_n = \bar{r}_0 (1 + i D_h) \times$$

$$\frac{y_n (\bar{s}_n^2 - \bar{h}_n^2) K_1(\bar{s}_n \bar{r}_0) K_1(\bar{y}_n \bar{r}_0)}{\bar{s}_n \bar{y}_n K_0(\bar{s}_n \bar{r}_0) K_1(\bar{y}_n \bar{r}_0) - \bar{h}_n^2 K_1(\bar{s}_n \bar{r}_0) K_0(\bar{y}_n \bar{r}_0)} \quad \text{-----} \quad (2-57)$$

ここで、

$$\bar{y}_n^2 = y_n^2 H^2 = \frac{\{\eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h]\} \bar{h}_n^2 - a_0^2}{\eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h]}$$

$$\bar{s}_n^2 = s_n^2 H^2 = \frac{(1 + i D_h) \bar{h}_n^2 - a_0^2}{1 + i D_h} \quad \text{-----} \quad (2-58)$$

なお、(2-57) 式は $\omega = 0$ の時定義されないので、ここでは静的な場合の基礎方程式を解くことにより、 $\omega = 0$ の無次元動抵抗係数を次のように求めている。

$$\bar{\alpha}_n = \bar{r}_o (1 + i D_h) B / A \quad \text{----- (2-59)}$$

ここで、

$$B = 2 \beta \bar{h}_n K_1^2 (\bar{h}_n \bar{r}_o)$$

$$A = 2 \beta K_o (\bar{h}_n \bar{r}_o) K_1 (\bar{h}_n \bar{r}_o) - \bar{r}_o (1 - \beta) \bar{h}_n [K_o^2 (\bar{h}_n \bar{r}_o) - K_1^2 (\bar{h}_n \bar{r}_o)]$$

$$\beta = (\lambda^* + 2 \mu^*) / \mu^*$$

$$= \{ \eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h] \} / (1 + i D_h) \quad \text{----- (2-60)}$$

したがって、地盤の水平変位を考慮した場合の動抵抗係数は、無視した場合と同様に表層地盤のせん断剛性 (μ)、ポアソン比 (ν)、層厚と杭半径との比 (H/r_o)、内部減衰定数 (D_v , D_h)、加振振動数 (a_o) および次数 (n) によって決定される。

ii) 杭-地盤系の振動

Fig.2-6 に示すように杭頭において鉛直に調和外力が作用している時の杭の杭-地盤系の振動方程式は (2-23) 式で得られる。ここで、地盤の水平変位を考慮した場合の杭周地盤の動的抵抗力は (2-25) 式と同様の形で表されるので、杭の鉛直変位振幅は無視した場合と同じ (2-41) 式で得られる。すなわち、(2-42) 式における $\bar{\alpha}_n$ を (2-57) 式あるいは (2-59) 式で置き換えた形となる。

iii) 地盤の水平変位の及ぼす影響の検討

Fig.2-25に、加振振動数 \bar{a}_1 に対する1次および2次の無次元動抵抗係数 $\bar{\alpha}_n$ を、地盤の水平変位を考慮した場合と無視した場合について示す。各次数の剛性および減衰には、地盤の鉛直方向の固有振動数における共振点のほかに、もう1点地盤の水平変位を考慮することにより表れる地盤の水平方向の固有振動数における共振点が存在している。地盤の水平変位を考慮することによる影響は、地盤の鉛直方向の固有振動数以下の振動数領域において表れている。すなわち、考慮した時の剛性は無視した場合より小さく、減衰は大きくなっている。しかし、地盤の鉛直方向の固有振動数より加振振動数が高くなるとその影響は、ほとんど表れていない。

Fig.2-26およびFig.2-27に、地盤と杭との波動速度比 (\bar{V}) をパラメータとして求めた変位応答および複素剛性を、地盤の水平変位を考慮した場合と無視した場合について示す。これらの図からわかるように、地盤の水平変位を考慮することの杭の振動特性に及ぼす影

響は、地盤の水平方向の固有振動数において共振によるピークが表れること、鉛直方向の共振点におけるピークが抑制されること、複素剛性の虚数部が大きくなる場所にあると考えられる。しかし、地盤が軟らかくなると、応答の示す傾向は地盤の水平変位を考慮した場合と無視した場合では、ほぼ同じであり、水平変位を考慮することの影響は顕著に表れていない。これは、地盤が軟らかい場合杭周地盤の抵抗力が小さく、杭が杭先端地盤によってのみ支持されていることを示していると考えられる。したがって、鉛直振動時の支持杭の振動特性を考える場合には、地盤の水平変位を無視することの影響は小さいと考えられる。

なお、堯天義久、水畑耕治ら⁽⁴⁻⁵⁵⁾は厳密解と比較することにより、鉛直振動問題において地盤の水平変位を無視することが杭の振動特性に与える影響は、小さいことを示している。

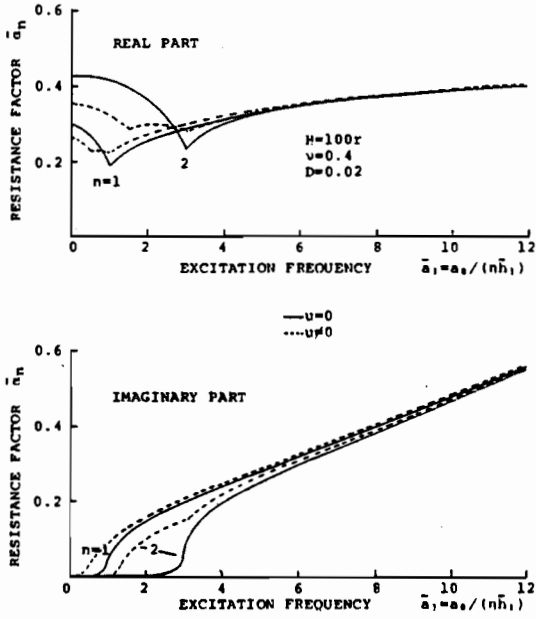


Fig. 2-25 Effect of Horizontal Displacement of Soil Layer on Resistance Factor \bar{a}_n vs. Excitation Frequency

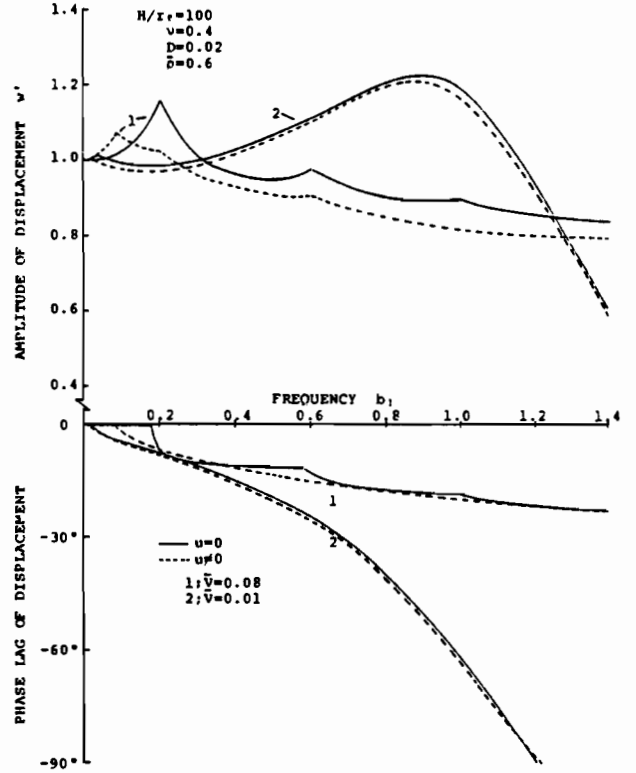


Fig. 2-26 Effect of Horizontal Displacement of Soil Layer on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement

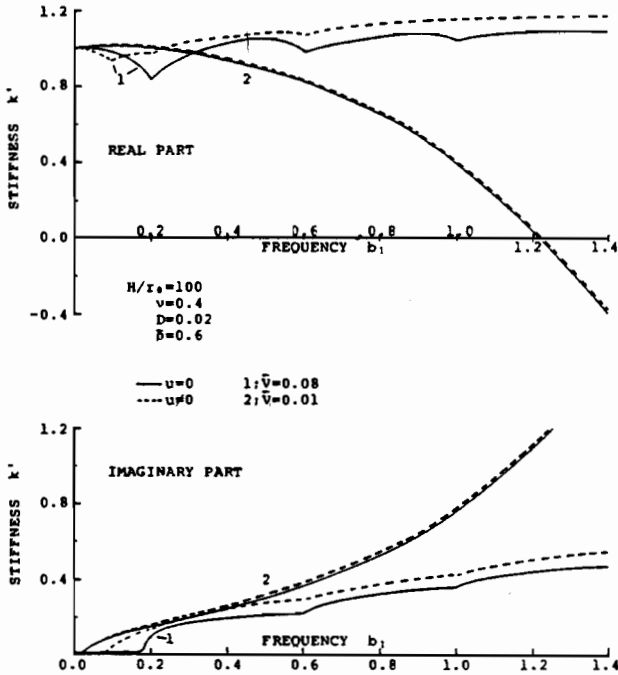


Fig. 2-27 Effect of Horizontal Displacement of Soil Layer on Complex Stiffness of Pile with Frequency

2-4 まとめ

剛基盤上の単層地盤に鉛直に貫入された支持杭（単杭）に対して、杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する解析を行った結果、次のようなことが明らかとなった。

- 1) 杭周面に働く地盤の動抵抗係数は、地盤のせん断剛性 (μ)、ポアソン比 (ν)、内部減衰定数 (D)、層厚と杭半径との比 (H/r_0)、加振振動数 (a_0) および次数 (n) によって決定される。
- 2) 動抵抗係数の実数部は剛性、虚数部は減衰を表している。剛性は、地盤の固有振動数で最小となり、それ以下の振動数領域では次数によってかなり違っているが、固有振動数より高い振動数範囲では一定値に漸近している。一方、減衰は地盤の固有振動数より低い振動数領域ではほぼゼロであるが、固有振動数を越えた点で急激に表れ、それ以上の振動数範囲では加振振動数に比例する形で生ずる。
- 3) 杭頭における変位および複素剛性より考察した支持杭の振動特性は、杭長と杭半径との比 (H/r_0)、地盤と杭との波動速度比 (\bar{V})、地盤と杭との質量比 ($\bar{\rho}$)、地盤のポアソン比 (ν)、地盤の内部減衰定数 (D)、杭の内部減衰定数 (D_p) および加振振動数 (a_0) によって支配されている。特に、加振振動数、杭長と杭半径との比および地盤と杭との剛性比に相当する地盤と杭との波動速度比の影響は顕著である。
- 4) 変位応答は2つのピークを示す。最初のピークは地盤の固有振動数に対する共振によるものであり、地盤が硬くなると高次の固有振動数においてもピークが表れる。このピークの大きさは、静的な値の1.3倍より小さい。もう1つのピークは杭-地盤系の連成によって生じる共振によるものであり、地盤が軟らかくなるほど、また杭が短くなるほど大きなピークが表れる。しかし、杭が細長くなるほど、このピークは抑制される傾向にある。
- 5) 杭-地盤系の1次固有振動数は、杭体だけの1次固有振動数よりも高いが、杭が短くなるほど、あるいは地盤が軟らかくなるほど杭体だけの1次固有振動数に近づく。
- 6) 複素剛性の実数部は剛性を表しており、地盤の固有振動数付近で急激な落ち込みを示すが、それ以外の振動数領域では、加振振動数と共に減少するか、あるいは、ほぼ一定を示している。
- 7) 複素剛性の虚数部は減衰を表しており、地盤の1次固有振動数以下の振動数領域では、ほぼゼロであるが、それ以上の振動数範囲では加振振動数が高くなるにつれて大きくなっている。この減衰は逸散エネルギーによる所が大である。

- 8) 地盤の内部減衰による応答への影響は、地盤の固有振動数付近で表れる。また、地盤の内部減衰は杭の内部減衰より大きな影響を杭の振動特性に与える。なお、地盤のポアソン比の杭の振動特性への影響は、他のパラメータに比べ小さい。
- 9) 杭に支持された剛体の変位応答の解析では、剛体－杭－地盤系を1質点系の振動モデルに置換した。剛体－杭－地盤系の連成によるピークが表れる振動数は剛体の質量が大きくなるほど、低振動数側へ移行するが、その時の静的な値で基準化された無次元変位振幅の値は大きくなる傾向を示す。
- 10) 鉛直振動時の支持杭の振動特性を考える場合には、地盤の水平変位を無視することによる影響は小さい。

第 3 章 摩擦杭の振動特性

第3章 摩擦杭の振動特性

3-1 まえがき

本章では、前章の延長として、杭先端が剛基盤に達しない杭（以後、摩擦杭と称す）に対して、杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する解析を行った。

摩擦杭のように杭先端に固定条件を当てはめることができない単杭に対して、山本⁽⁴⁻⁶⁾は杭先端および杭周における地盤反力を静的なMindlinの解より導き、杭の縦振動による杭頭の複素復元力を求めている。Novak⁽⁴⁻⁹⁾は杭先端の挙動を含んだ厳密解を求めるのは非常に困難であるとして、平面歪状態のもとで得られた複素バネを用い摩擦杭の鉛直方向の動的応答を求め、杭先端の固定度を緩めることにより杭-地盤系の剛性は減少するが、減衰は大きくなることを示している。Kuhlemeyer⁽⁴⁻³⁶⁾は杭先端にP波に対するダッシュポットを付けた集中質点系モデルにより鉛直振動時の摩擦杭の解析を行い、有限要素法による解析値と比較しており、摩擦杭の応答は杭と地盤との剛性比および杭の細長比に大きく依存することを示している。また、堯天、水畑、井上ら⁽¹⁻¹⁾は弾性波動論に基づき地盤の水平変位を無視した解を求めているが、杭先端地盤の抵抗については十分な評価を行っていない。なお、Novak, Aboul-Ella⁽⁴⁻²⁰⁾は成層地盤中の杭のインピーダンス関数を求める際、杭先端地盤を半無限粘弾性体とみなし、調和振動時の変位解から求められる杭先端地盤の反力を近似的に用いている。このように、摩擦杭では杭周面に働く地盤の抵抗力はもちろん、杭先端の挙動および杭先端地盤の支持抵抗をどの様に評価するかということが重要な問題となる。

本章では、杭先端の挙動および杭先端地盤の支持抵抗を解析的に評価するために、剛基盤と杭先端の間に杭先端に密着した杭と同径の土柱を想定した摩擦杭-地盤連成系の解析モデルを提案し、弾性波動論に基づいた理論解を導いた。すなわち、杭-土柱系の周囲には前章2-2で求めた地盤抵抗力が作用していると考え、杭頭調和加振時の杭-土柱系と地盤との連成振動解析を行った。得られた解析解を用い、杭頭における変位応答および複素剛性を杭性状および地盤性状に関する広い範囲の無次元パラメータに対して求め、摩擦杭の振動特性を明確にした。なお、杭先端に土柱を設定した理論解析はNogami⁽⁴⁻¹⁷⁾によっても行われているが、土柱の剛性を周囲の地盤から独立して設定することのできる本理論とは、土柱の剛性の取り扱いが異なっている。

3-2 杭-地盤連成系の振動解析

本研究において設定した摩擦杭-地盤連成系の解析モデルをFig.3-1に示す。すなわち、地盤は剛基盤とその上の1層の表層地盤からなり、円形断面を有する杭が鉛直に表層地盤の途中まで貫入されているものとする。このとき、杭先端と剛基盤の間には杭先端地盤の動的効果を取り入れるために、杭と同径の土柱を想定した。本節では、このモデルにおける杭-土柱系と地盤との連成振動における解析解を導き、その数値解析結果より摩擦杭の振動特性の考察を行った。解析では以下に示す仮定を設けたが、地盤に対しては第2章2-2と同様の取り扱いを行った。

- 1) 杭および土柱は、複素剛性を持つ粘弾性体とする。
- 2) 杭と土柱は、杭先端において完全に接合されているものとする。さらに、杭-土柱系と周囲の地盤は完全に密着している。
- 3) 伝播波の波長に比べて杭径は小さいものとし、杭および土柱を1次元として取り扱う。

3-2-1 杭-地盤系の振動方程式とその解

Fig.3-1 に示すように、杭頭において鉛直に調和外力が作用している時、杭-土柱系の外周面には地盤からの抵抗力が作用する。したがって、調和振動時における杭-土柱系の振動方程式は次式のように得られる。

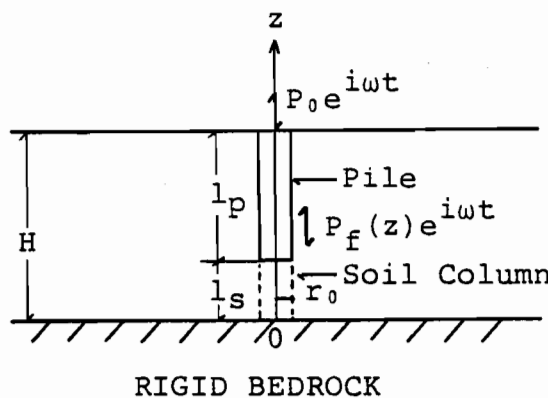


Fig.3-1 Model of Soil-Floating Pile System

杭 ($l_s \leq z \leq H$)

$$-M_p \frac{\partial^2}{\partial t^2} (w_p e^{i\omega t}) + E_{pc} S \frac{\partial^2}{\partial z^2} (w_p e^{i\omega t}) = -P_r(z) e^{i\omega t}$$

土柱 ($0 \leq z \leq l_s$)

$$-M_s \frac{\partial^2}{\partial t^2} (w_s e^{i \omega t}) + E_{sc} S \frac{\partial^2}{\partial z^2} (w_s e^{i \omega t}) = -P_f(z) e^{i \omega t} \quad \dots\dots (3-1)$$

ここで、

$$E_{pc} = E_p (1 + i D_p)$$

$$E_{sc} = E_s (1 + i D_s) \quad \dots\dots (3-2)$$

- M : 単位長さ当りの質量
- E : ヤング係数
- S : 杭の断面積
- w : 鉛直変位振幅 [= w(z)]
- D : 内部減衰定数
- H : 表層地盤の層厚
- ℓ_s : 土柱の長さ (= H - ℓ_p)
- ℓ_p : 杭長
- ω : 円振動数
- i : 虚数単位 (= √-1)
- z : 鉛直方向の座標

なお、添字 p, s はそれぞれ杭および土柱を示す。また、P_f(z) は杭-土柱系の周囲に作用する地盤抵抗力であり、第2章(2-20)式より n のサブパラメータ m を用いて次式で得られる。

$$P_f(z) = - \sum_{m=1}^{\infty} \alpha_m w_m \sin(h_m z) \quad \dots\dots (3-3)$$

ここで、

$$h_m = \pi (2m - 1) / 2H$$

α_m : m 次の地盤の動抵抗係数

w_m : 杭-土柱系の外周面における地盤の m 次の未知鉛直変位振幅

なお、w_m は杭-土柱系の外周面における境界条件により決定される。一方、(3-1)式の土柱の振動方程式において杭の断面積 S を用いているので、土柱のヤング係数 E_s は平面歪状態において次式のように定義している。

$$E_s = (\lambda_s + 2\mu_s) \pi r_o^2 / S \quad \dots\dots (3-4)$$

ここに、

λ_s, μ_s : 土柱のLame'の定数

r_0 : 杭半径

なお、この土柱のヤング係数は表層地盤のヤング係数とは独立に値を設定することができ、土柱と表層地盤とのヤング係数比 \bar{E} を用い次のように表す。

$$E_s = \bar{E} (\lambda + 2\mu) \pi r_0^2 / S \quad \dots\dots (3-5)$$

ここで、

$$\bar{E} = (\lambda_s + 2\mu_s) / (\lambda + 2\mu)$$

λ, μ : 表層地盤のLame'の定数

(3-3) 式を(3-1)式に代入すると、杭および土柱の鉛直変位振幅は支持杭の場合(第2章(2-33)式)と同様に、斉次方程式の一般解と非斉次方程式の特解の和として次式で得られる。

$$w_p(z) = A_p \cos(\kappa_p z) + B_p \sin(\kappa_p z) + \sum_{m=1}^{\infty} C_p \sin(h_m z) \quad \dots\dots (3-6)$$

$$w_s(z) = A_s \cos(\kappa_s z) + B_s \sin(\kappa_s z) + \sum_{m=1}^{\infty} C_s \sin(h_m z)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \kappa_p^2 &= \frac{M_p \omega^2}{E_{pc} S}, & C_p &= \frac{1}{E_{pc} S} \cdot \frac{\alpha_m w_m}{\Delta_p S} \\ \kappa_s^2 &= \frac{M_s \omega^2}{E_{sc} S}, & C_s &= \frac{1}{E_{sc} S} \cdot \frac{\alpha_m w_m}{\Delta_s S} \end{aligned} \quad \dots\dots (3-7)$$

$$\Delta_p = \kappa_p^2 - h_m^2, \quad \Delta_s = \kappa_s^2 - h_m^2$$

A_p, B_p, A_s, B_s : 積分定数

境界条件として

$$1) z=0 : w_s = 0$$

$$2) z=l_s : w_s = w_p$$

$$E_{sc} S \frac{dw_s}{dz} = E_{pc} S \frac{dw_p}{dz}$$

$$3) z=H : E_{pc} S \frac{dw_p}{dz} = P_0$$

を与えると、積分定数 A_p, B_p, A_s および B_s は次のように決定される。

$$A_p = \left[\frac{P_0}{E_{pc} \kappa_p} J + \cos(\kappa_p H) \sum_{m=1}^{\infty} C_m \alpha_m w_m \right] / (\Delta S)$$

$$B_p = \left[\frac{P_0}{E_{pc} \kappa_p} I + \sin(\kappa_p H) \sum_{m=1}^{\infty} C_m \alpha_m w_m \right] / (\Delta S)$$

$$A_s = 0$$

$$B_s = \left[P_0 + \sum_{m=1}^{\infty} D_m \alpha_m w_m \right] / (\Delta S) \quad \dots\dots (3-8)$$

ここで、

$$\Delta = I \cos(\kappa_p H) - J \sin(\kappa_p H)$$

$$I = E_{pc} \kappa_p \sin(\kappa_p l_s) \sin(\kappa_s l_s) + E_{sc} \kappa_s \cos(\kappa_p l_s) \sin(\kappa_s l_s)$$

$$J = E_{pc} \kappa_p \cos(\kappa_p l_s) \sin(\kappa_s l_s) - E_{sc} \kappa_s \sin(\kappa_p l_s) \cos(\kappa_s l_s)$$

$$C_m = \kappa_s \left(\frac{1}{\Delta_s} - \frac{E_{sc}}{E_{pc}} \cdot \frac{1}{\Delta_p} \right) \cos(\kappa_s l_s) \sin(h_m l_s) - h_m \left(\frac{1}{\Delta_s} - \frac{1}{\Delta_p} \right) \sin(\kappa_s l_s) \cos(h_m l_s)$$

$$D_m = \kappa_p \left(\frac{E_{pc}}{E_{sc}} \cdot \frac{1}{\Delta_s} - \frac{1}{\Delta_p} \right) \sin(\kappa_p l_p) \sin(h_m l_s) - h_m \left(\frac{1}{\Delta_s} - \frac{1}{\Delta_p} \right) \cos(\kappa_p l_p) \cos(h_m l_s) \quad \dots\dots (3-9)$$

さらに、杭-土柱系と周囲の地盤が密着して定常振動しているという仮定より、次式が常に成立しなければならない。

$$w(r_0, z) = w_{ps}(z) \quad \dots\dots (3-10)$$

ここで、 $w(r_0, z)$ は杭-土柱系の外周面における地盤の鉛直変位振幅であり、第2章(2-18)式と同様に次式で表される。

$$w(r_0, z) = \sum_{n=1}^{\infty} w_n \sin(h_n z) \quad \dots\dots (3-11)$$

ここに、

w_n : 杭-土柱系の外周面における地盤の n 次の未知鉛直変位振幅

また、 $w_{ps}(z)$ は杭-土柱系の鉛直変位振幅であり区間 $0 \sim H$ で $\sin(h_n z)$ で Fourier 級数展開を行うと次式が得られる。

$$w_{ps}(z) = \sum_{n=1}^{\infty} w_{psn} \sin(h_n z) \quad \dots\dots (3-12)$$

ここで、

$$\begin{aligned} w_{psn} &= \frac{2}{H} \int_0^H w_{ps}(z) \sin(h_n z) dz \\ &= \frac{2}{H} \left[\int_0^{\ell_s} w_s(z) \sin(h_n z) dz + \int_{\ell_s}^H w_p(z) \sin(h_n z) dz \right] \\ &= B_s g_{1n} + A_p g_{2n} + B_p g_{3n} + \sum_{m=1}^{\infty} (C_s f_{1nm} + C_p f_{2nm}) \quad \dots\dots (3-13) \end{aligned}$$

および、

$$\begin{aligned} g_{1n} &= \frac{2}{H} \int_0^{\ell_s} \sin(\kappa_s z) \sin(h_n z) dz \\ g_{2n} &= \frac{2}{H} \int_{\ell_s}^H \cos(\kappa_p z) \sin(h_n z) dz \\ g_{3n} &= \frac{2}{H} \int_{\ell_s}^H \sin(\kappa_p z) \sin(h_n z) dz \\ f_{1nm} &= \frac{2}{H} \int_0^{\ell_s} \sin(h_m z) \sin(h_n z) dz \\ f_{2nm} &= \frac{2}{H} \int_{\ell_s}^H \sin(h_m z) \sin(h_n z) dz \quad \dots\dots (3-14) \end{aligned}$$

(3-10) 式に (3-11) 式および (3-12) 式を代入し、 n に関して解き整理すると次式が得られる。

$$w_n = \sum_{m=1}^{\infty} \frac{\alpha_m w_m}{E_{pc} S} \Phi_{nm} = \frac{P_0}{E_{pc} S} \Psi_n \quad \dots\dots (3-15)$$

ここで、

$$\Phi_{nm} = \frac{D_m g_{1n} + C_m g_{2n} \cos(\kappa_p H) + C_m g_{3n} \sin(\kappa_p H)}{\kappa_p [I' \cos(\kappa_p H) - J' \sin(\kappa_p H)]}$$

$$\Psi_n = \frac{\frac{E_{pc}}{E_{sc}} \cdot \frac{f_{1nm}}{\Delta_s} + \frac{f_{2nm}}{\Delta_p}}{g_{1n} + J' g_{2n} + I' g_{3n}} \cdot \frac{1}{\kappa_p [I' \cos(\kappa_p H) - J' \sin(\kappa_p H)]} \quad \dots\dots (3-16)$$

$$I' = \sin(\kappa_p l_s) \sin(\kappa_s l_s) + \frac{E_{sc} \kappa_s}{E_{pc} \kappa_p} \cos(\kappa_p l_s) \cos(\kappa_s l_s)$$

$$J' = \cos(\kappa_p l_s) \sin(\kappa_s l_s) - \frac{E_{sc} \kappa_s}{E_{pc} \kappa_p} \sin(\kappa_p l_s) \cos(\kappa_s l_s)$$

したがって、(3-15)式は未知鉛直変位振幅 $w_1 \dots\dots w_n$ についての複素連立一次方程式である。この連立方程式を解くことにより決定される w_n を(3-11)式に代入し、(3-10)式を考慮することによって杭-土柱系の鉛直変位振幅 $w_{ps}(z)$ を求めることができる。さらに、この $w_{ps}(z)$ を次式のように表す。

$$w_{ps}(z) = \frac{P_0 r_0}{E_{pc} S} \sum_{n=1}^{\infty} \bar{w}_n \sin(\bar{h}_n z) \quad \dots\dots (3-17)$$

ここに、 \bar{w}_n は n 次の無次元鉛直変位振幅であり、(3-15)式を \bar{w}_n について書き換えると次式が得られる。

$$\bar{w}_n - \sum_{m=1}^{\infty} \bar{w}_m \gamma \alpha_m \bar{\Phi}_{nm} = \bar{\Psi}_n \quad \dots\dots (3-18)$$

ここで、

$$\bar{\Phi}_{nm} = \frac{\bar{D}_m \bar{g}_{1n} + \bar{C}_m \bar{g}_{2n} \cos(\bar{\lambda}) + \bar{C}_m \bar{g}_{3n} \sin(\bar{\lambda})}{\bar{\lambda} [\bar{I} \cos(\bar{\lambda}) - \bar{J} \sin(\bar{\lambda})]}$$

$$+ \frac{\bar{e} \bar{f}_{1nm}}{\bar{\Delta}_s} + \frac{\bar{f}_{2nm}}{\bar{\Delta}_p}$$

$$\bar{\Psi}_n = \frac{\bar{g}_{1n} + \bar{J} \cdot \bar{g}_{2n} + \bar{I} \cdot \bar{g}_{3n}}{\bar{r}_0 \bar{\lambda} [\bar{I} \cos(\bar{\lambda}) - \bar{J} \sin(\bar{\lambda})]}$$

$$\bar{I} = \sin[(1-\zeta)\bar{\lambda}] \sin[(1-\zeta)\bar{\beta}] +$$

$$\sqrt{(\bar{m}/\bar{e})} \cos[(1-\zeta)\bar{\lambda}] \cos[(1-\zeta)\bar{\beta}]$$

$$\bar{J} = \cos[(1-\zeta)\bar{\lambda}] \sin[(1-\zeta)\bar{\beta}] -$$

$$\sqrt{(\bar{m}/\bar{e})} \sin[(1-\zeta)\bar{\lambda}] \cos[(1-\zeta)\bar{\beta}]$$

$$\bar{C}_m = \bar{\beta} \left(\frac{1}{\Delta_s} - \frac{1}{\bar{e} \cdot \Delta_p} \right) \cos [(1-\zeta) \bar{\beta}] \sin [(1-\zeta) \bar{h}_m] -$$

$$\bar{h}_m \left(\frac{1}{\Delta_s} - \frac{1}{\Delta_p} \right) \sin [(1-\zeta) \bar{\beta}] \cos [(1-\zeta) \bar{h}_m]$$

$$\bar{D}_m = \bar{\lambda} \left(\frac{\bar{e}}{\Delta_s} - \frac{1}{\Delta_p} \right) \sin(\zeta \bar{\lambda}) \sin [(1-\zeta) \bar{h}_m] -$$

$$\bar{h}_m \left(\frac{1}{\Delta_s} - \frac{1}{\Delta_p} \right) \cos(\zeta \bar{\lambda}) \cos [(1-\zeta) \bar{h}_m]$$

$$\bar{\lambda}^2 = \kappa_p^2 H^2 = \frac{M_p \omega^2}{E_{pc} S} H^2 = \frac{\bar{V}^2 a_0^2}{1 + i D_p}, \quad \bar{V} = \frac{V_s}{V_p}$$

$$r = 2\pi \frac{\mu H^2}{E_{pc} S} = \frac{2\bar{V}^2 \bar{\rho} \chi}{r_0^2 (1 + i D_p)}, \quad a_0 = \frac{H}{V_s} \omega$$

$$\bar{\beta}^2 = \kappa_s^2 H^2 = \frac{M_s \omega^2}{E_{sc} S} H^2 = \bar{e} \bar{m} \bar{\lambda}^2$$

$$\bar{e} = \frac{E_{pc}}{E_{sc}} = \frac{(1 + i D_p)}{E \bar{V}^2 \bar{\rho} \eta^2 (1 + i D_s) \chi}$$

$$\bar{m} = \frac{M_s}{M_p} = \bar{\rho} \cdot \chi, \quad \bar{\rho} = \frac{\rho}{\rho_p}, \quad \chi = \frac{\pi r_0^2}{S}$$

$$\bar{\alpha}_m = \frac{\alpha_m}{2\pi\mu} = \bar{r}_0 (1 + i D_h) \bar{q}_m \frac{K_1(\bar{q}_m \bar{r}_0)}{K_0(\bar{q}_m \bar{r}_0)}$$

$$\bar{q}_m^2 = \frac{\{\eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h]\} \bar{h}_m^2 - a_0^2}{1 + i D_h}$$

$$\eta^2 = \frac{2(1-\nu)}{1-2\nu}, \quad \bar{h}_m = h_m H = \frac{\pi}{2} (2m-1)$$

$$\zeta = \frac{\ell_p}{H}, \quad 1-\zeta = \frac{\ell_s}{H}, \quad \bar{r}_0 = \frac{r_0}{H}, \quad \bar{z} = \frac{z}{H}$$

$$V_s = \sqrt{\mu/\rho}, \quad V_p = \sqrt{E_p/\rho_p}$$

$$\bar{\Delta}_s = \bar{\beta}^2 - \bar{h}_m^2, \quad \bar{\Delta}_p = \bar{\lambda}^2 - \bar{h}_m^2 \quad \dots (3-19)$$

\bar{e} : 杭と土柱とのヤング係数比

\bar{m} : 土柱と杭との質量比

\bar{V} : 地盤のせん断波速度と杭の縦波速度との波動速度比

ν : 地盤のポアソン比

ρ, ρ_p : 地盤, 杭の単位質量

D_v, D_h : 地盤の内部減衰定数

$K_i(x)$: i 次の第2種変形Bessel関数

また、(3-19)式の無次元Fourier係数は次式の通りである。

$$\bar{g}_{1n} = \begin{cases} \frac{2}{\bar{h}_n^2 - \bar{\beta}^2} \{ \bar{\beta} \sin [(1-\zeta) \bar{h}_n] \cos [(1-\zeta) \bar{\beta}] - \\ \bar{h}_n \cos [(1-\zeta) \bar{h}_n] \sin [(1-\zeta) \bar{\beta}] \} & ; \bar{h}_n \neq \bar{\beta} \\ (1-\zeta) - \frac{1}{2\bar{h}_n} \sin [2(1-\zeta) \bar{h}_n] & ; \bar{h}_n = \bar{\beta} \end{cases}$$

$$\bar{g}_{2n} = \begin{cases} \frac{2}{\lambda^2 - \bar{h}_n^2} \{ (-1)^{n-1} \bar{\lambda} \sin (\bar{\lambda}) - \\ \bar{\lambda} \sin [(1-\zeta) \bar{\lambda}] \sin [(1-\zeta) \bar{h}_n] - \\ \bar{h}_n \cos [(1-\zeta) \bar{\lambda}] \cos [(1-\zeta) \bar{h}_n] \} & ; \bar{h}_n \neq \bar{\lambda} \\ \frac{1}{2\bar{h}_n} \{ 1 + \cos [2(1-\zeta) \bar{h}_n] \} & ; \bar{h}_n = \bar{\lambda} \end{cases}$$

$$\bar{g}_{2n} = \begin{cases} \frac{2}{\lambda^2 - \bar{h}_n^2} \{ -(-1)^{n-1} \bar{\lambda} \cos (\bar{\lambda}) + \\ \bar{\lambda} \cos [(1-\zeta) \bar{\lambda}] \sin [(1-\zeta) \bar{h}_n] - \\ \bar{h}_n \sin [(1-\zeta) \bar{\lambda}] \cos [(1-\zeta) \bar{h}_n] \} & ; \bar{h}_n \neq \bar{\lambda} \\ \frac{1}{2\bar{h}_n} \{ 2\zeta \bar{h}_n + \sin [2(1-\zeta) \bar{h}_n] \} & ; \bar{h}_n = \bar{\lambda} \end{cases}$$

$$\bar{f}_{1nm} = \begin{cases} \frac{2}{\bar{h}_n^2 - \bar{h}_m^2} \{ \bar{h}_m \sin [(1-\zeta) \bar{h}_n] \cos [(1-\zeta) \bar{h}_m] - \\ \bar{h}_n \cos [(1-\zeta) \bar{h}_n] \sin [(1-\zeta) \bar{h}_m] \} & ; \bar{h}_n \neq \bar{h}_m \\ (1-\zeta) - \frac{1}{2\bar{h}_n} \sin [2(1-\zeta) \bar{h}_n] & ; \bar{h}_n = \bar{h}_m \end{cases}$$

$$\bar{f}_{znm} = \begin{cases} \frac{2}{h_n^2 - h_m^2} \{ \bar{h}_m \cos [(1-\zeta) \bar{h}_m] \sin [(1-\zeta) \bar{h}_n] - \\ \bar{h}_n \sin [(1-\zeta) \bar{h}_m] \cos [(1-\zeta) \bar{h}_n] \} ; \bar{h}_n \neq \bar{h}_m \\ \frac{1}{2 h_n} \{ 2 \zeta \bar{h}_n + \sin [2 (1-\zeta) \bar{h}_n] \} ; \bar{h}_n = \bar{h}_m \end{cases} \quad \text{..... (3-20)}$$

一方、 $\omega = 0$ の場合 (3-15) 式より直接 w_n を決定することができないので、他のアプローチより求めねばならない。ここでは、 $\omega = 0$ における (3-1) 式の解を次式のように求め、 $\omega \neq 0$ の場合と同じ手順によって w_n を求めた。

$$\begin{aligned} w_p(z) &= A_p + B_p z + \sum_{m=1}^{\infty} C_p \sin(h_m z) \\ w_s(z) &= A_s + B_s z + \sum_{m=1}^{\infty} C_s \sin(h_m z) \end{aligned} \quad \text{..... (3-21)}$$

ここで、

$$C_p = - \frac{\alpha_m W_m}{E_{pc} S}, \quad C_s = - \frac{\alpha_m W_m}{E_{sc} S} \quad \text{..... (3-22)}$$

また、杭-土柱系モデルにおいて土柱を杭に置き換えた場合、すなわち、(3-19) 式において $\bar{e} = 1$ 、 $\bar{m} = 1$ あるいは $\zeta = 1$ の場合を考えると、(3-18) 式は次の通りとなる。

$$\bar{w}_n + \bar{w}_n \gamma \bar{\alpha}_n \frac{1}{\bar{h}_n^2 - \bar{\lambda}^2} = \frac{(-1)^{n-1}}{r_0} \cdot \frac{2}{\bar{h}_n^2 - \bar{\lambda}^2} \quad \text{..... (3-23)}$$

この式を \bar{w}_n について解き、(3-17) 式に代入すると、

$$w_{ps}(z) = \frac{P_0 r_0}{E_{pc} S} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{r_0} \cdot \frac{(-1)^{n-1}}{\bar{h}_n^2 - \bar{\lambda}^2 + \gamma \bar{\alpha}_n} \sin(\bar{h}_n z) \quad \text{..... (3-24)}$$

となり、支持杭の場合において求めた解、すなわち第2章 (2-41) 式に一致する。

さらに、杭-地盤連成系の杭頭における複素剛性 k_p を加振力と杭頭鉛直変位応答の比として、次式のように定義する。

$$k_p = \frac{P_0}{w_{ps}(H)} = \frac{E_{pc} S}{r_0} \bar{k}_p \quad \text{..... (3-25)}$$

ここで、 \bar{k}_p は無次元複素剛性であり (3-17) 式を代入すると次式のように表される。

$$\bar{k}_p = 1 / \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \bar{w}_n \quad \dots\dots (3-26)$$

なお、杭-土柱-地盤連成系の固有振動数は、(3-15)式の w_n に関する係数行列の固有値として求めることができる。

3-2-2 杭の振動特性に関する考察

地盤性状および杭性状に関するパラメータおよび加振振動数に定数を与えることによって、(3-17)式および(3-25)式で求められる杭頭における変位応答および複素剛性より、摩擦杭の振動特性の考察を行った。ここで考慮すべきパラメータとして(3-19)式より次の無次元量が考えられる。

- H/r_0 : 表層地盤の層厚と杭半径との比
- l_p/r_0 : 杭長と杭半径との比
- ν : 地盤のポアソン比
- D : 地盤の内部減衰定数 ($=D_v = D_h$)
- $\bar{\rho}$: 地盤と杭との質量比
- \bar{V} : 地盤のせん断速度と杭の縦波速度との波動速度比
- D_s : 土柱の内部減衰定数
- D_p : 杭の内部減衰定数
- \bar{E} : 土柱と杭周地盤とのヤング係数比

結果として、第2章(2-47)式を用いることによって得られる無次元加振振動数 b_1 に対する杭頭での無次元変位 w' および無次元複素剛性 k' を図示した。数値解析に用いた無次元パラメータの値は図中に示した通りである。なお、土柱の内部減衰定数は地盤の内部減衰定数と同じ($D=D_s$)とし、杭の内部減衰定数は $D_p=0.01$ とした。また、無限級数の項数は $n=m=20$ とした。変位応答では、変位振幅と位相差が示され、複素剛性では実数部は剛性、虚数部は減衰を表している。

i) 杭の振動特性

Fig.3-2に $H/r_0=100$ およびFig.3-3に $H/r_0=50$ の場合における杭頭の変位応答を、杭長と杭半径との比(l_p/r_0)をパラメータとして示す。ここで、 l_p/r_0 と H/r_0 が等しい場合は支持杭、それ以外が摩擦杭に相当する。なお、摩擦杭の杭長は

表層地盤の層厚の3/4 および1/2 としている。Fig.3-2 およびFig.3-3 に示した変位振幅の応答曲線には、地盤の固有振動数に対する共振のピークは、はっきりと表れているが、杭-地盤系の連成によって生じる共振のピークは表れていない。地盤の固有振動数付近でのピークの大きさは、 l_p / r_0 が小さくなるほど大きくなっている。すなわち、表層地盤の層厚が一定の時、杭が短くなるほど摩擦杭は周囲の地盤の影響を大きく受けると考えられる。この傾向は H / r_0 が小さくなるほど、すなわち表層地盤の層厚が小さくなるほど著しくなっている。また、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲において変位振幅は振動数と共に減少する傾向を示しており、その割合は杭が短くなるほど大きい。これは、摩擦杭では杭先端からの減衰が大きいためと考えられる。なお、この傾向は表層地盤の層厚が小さいほど顕著である。位相差は、地盤の1次固有振動数より低い振動数領域ではほぼゼロであるが、それ以上の振動数範囲では杭からの放射波が生成されるため、位相差は振動数と共に大きくなる。特に、 $H / r_0 = 50$ の場合における摩擦杭の位相差は他と異なり増加の割合が大きい。

杭長と杭半径との比 (l_p / r_0) をパラメータとした時の杭頭における複素剛性を、Fig.3-4 に $H / r_0 = 100$ およびFig.3-5 に $H / r_0 = 50$ に対して示す。Fig.3-4 およびFig.3-5 より、 l_p / r_0 が小さくなるほど地盤の固有振動数付近での剛性の変化の割合が大きいことがわかる。すなわち、杭が短くなるほど地盤の影響を大きく受けていると考えられる。この傾向は表層地盤の層厚が小さくなるほど著しくなっており、変位応答から得られた傾向とほぼ同じである。また、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲では $H / r_0 = 100$ の場合の剛性は振動数と共に増加する傾向を示すが、その割合は小さく杭長による影響も少ない。一方、 $H / r_0 = 50$ の場合では支持杭および $l_p / r_0 = 25$ の場合の剛性は振動数と共に減少しているが、 $l_p / r_0 = 37.5$ の場合の剛性は高振動数領域において大きくなる傾向を示しており、杭長により異なる応答を示している。また、Fig.3-4 とFig.3-5 を比較すると $H / r_0 = 50$ の場合の方が振動数による変化の割合が大きい。すなわち、杭が短くなるほど振動数依存性が大きくなり、この傾向は表層地盤の層厚が小さくなるほど顕著に表れると考えられる。一方、減衰は、地盤の1次固有振動数付近で急激に表れ、それ以上の振動数範囲では加振振動数と共に大きくなっている。この増加の割合は、杭が短くなるほど、あるいは表層地盤の層厚が小さくなるほど大きい。なお、この減衰は逸散エネルギーによる所が大きいと考えられる。

Fig.3-6 ~Fig.3-9 に、地盤と杭との剛性比に相当する波動速度比 (\bar{V}) をパラメータ

として求めた杭頭の変位応答を示す。なお、杭長はFig.3-2～Fig.3-5の場合と同様に表層地盤の層厚の3/4 および1/2 とした。これらの図における変位振幅の応答曲線からわかるように、地盤の1次固有振動数付近での共振によるピークの大きさは \bar{V} が小さくなるほど、すなわち地盤が軟らかくなるほど大きくなっている。したがって、摩擦杭の振動特性は周囲の地盤の影響を受けやすく、その割合は地盤が軟らかいほど大きいと考えられる。この傾向は杭が短いほど、また表層地盤の層厚が小さいほど著しい。一方、地盤が硬くなると地盤の高次の固有振動数においても共振によるピークが表れている。しかし、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲において変位振幅が振動数と共に減少する傾向は、地盤が硬くなるほど、その割合が小さくなっている。これは杭周地盤の抵抗力が大きくなるためと考えられる。この現象は杭が長くなるほど、あるいは表層が深いほど顕著である。

Fig.3-10～Fig.3-13に、波動速度比 (\bar{V}) をパラメータとした場合の杭頭における複素剛性を示す。地盤の1次固有振動数における剛性の変化の割合は、地盤が軟らかいほど大きい。この剛性の振動数に対する変化は杭が短いほど、また表層地盤の層厚が小さいほど鋭くなる傾向を示している。地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲では、地盤が硬くなると地盤の固有振動数における剛性の変化は見られるが、その付近を除くと振動数による影響は小さい。しかし、地盤が軟らかくなり杭が短くなるあるいは表層地盤の層厚が小さくなるほど、剛性の振動数依存性は強くなっている。一方、減衰は地盤の1次固有振動数付近で急激に表れ、それ以上の振動数範囲では振動数と共に大きくなっており、その増加の割合は、地盤が軟らかいほど大きい。

本解析モデルでは、土柱のヤング係数を周囲の地盤とは独立して与えることができる特長がある。Fig.3-14～Fig.3-17に、土柱と杭周地盤とのヤング係数比 (\bar{E}) をパラメータとした時の変位応答と複素剛性を示す。Fig.3-14およびFig.3-16は $H/r_0 = 100$ 、Fig.3-15およびFig.3-17は $H/r_0 = 50$ の場合であり、杭長は表層地盤の層厚の1/2 とした。変位応答では、地盤の1次固有振動数以上の高振動数領域における変位振幅は振動数と共に減少するが、 \bar{E} が大きくなるほどその割合は小さくなる傾向を示している。これは、位相差からもわかるように杭先端の土柱の剛性が杭周地盤より大きくなることにより、杭先端のからの減衰が小さくなるためと考えられる。一方、複素剛性にはヤング係数比による影響が、変位応答より明らかに表れている。地盤の固有振動数における剛性の変化の割合は、 \bar{E} の値により大きな差はないが、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲ではヤング係数比が大きくなると剛性の振動数依存性が弱くなっている。すなわち、土柱の剛性が杭

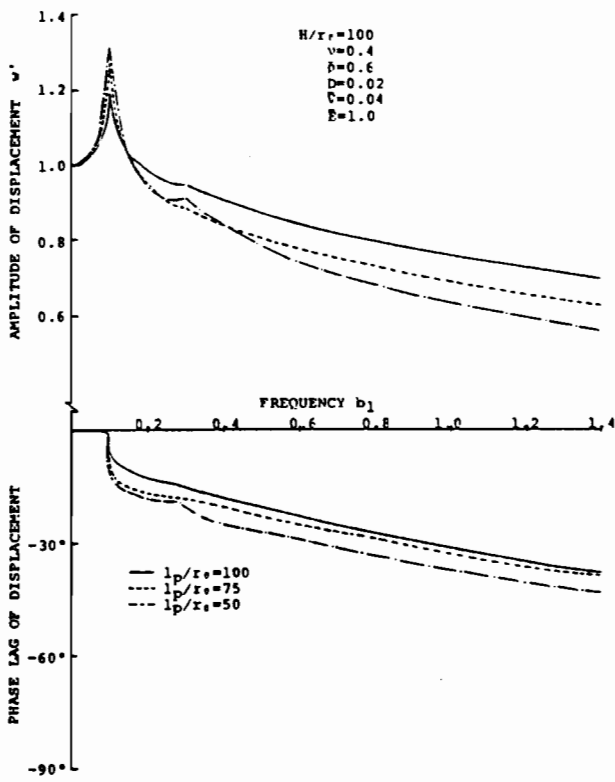


Fig. 3-2 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Pile Slender Ratio l_p/r_s .

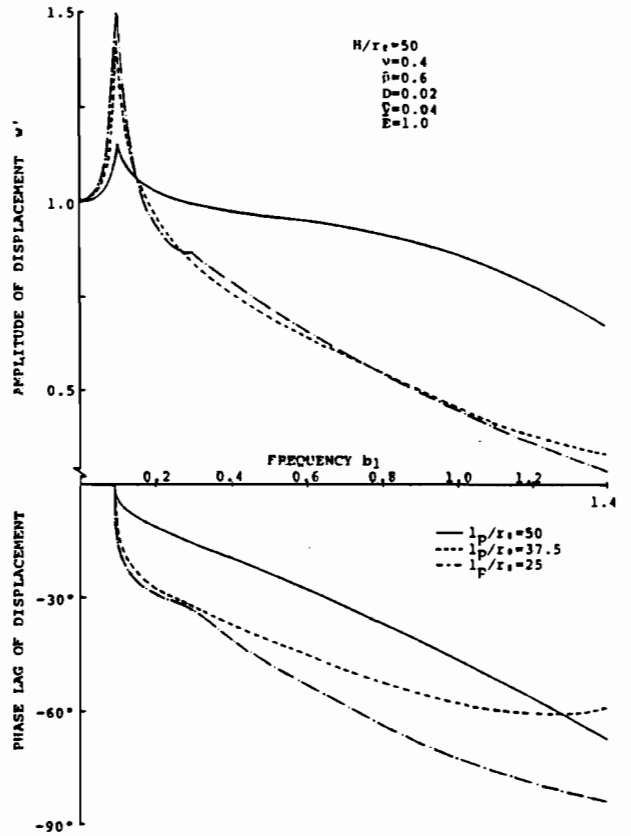


Fig. 3-3 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Pile Slender Ratio l_p/r_s .

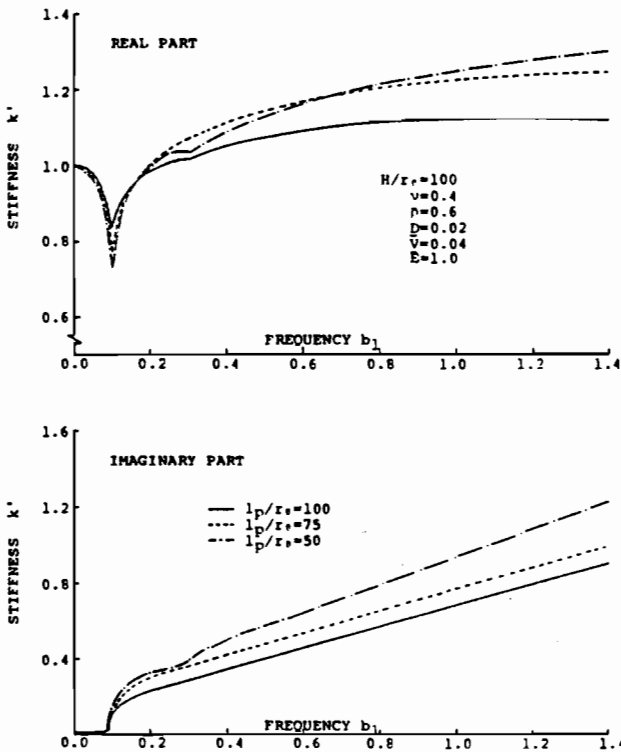


Fig. 3-4 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Pile Slender Ratio l_p/r_s .

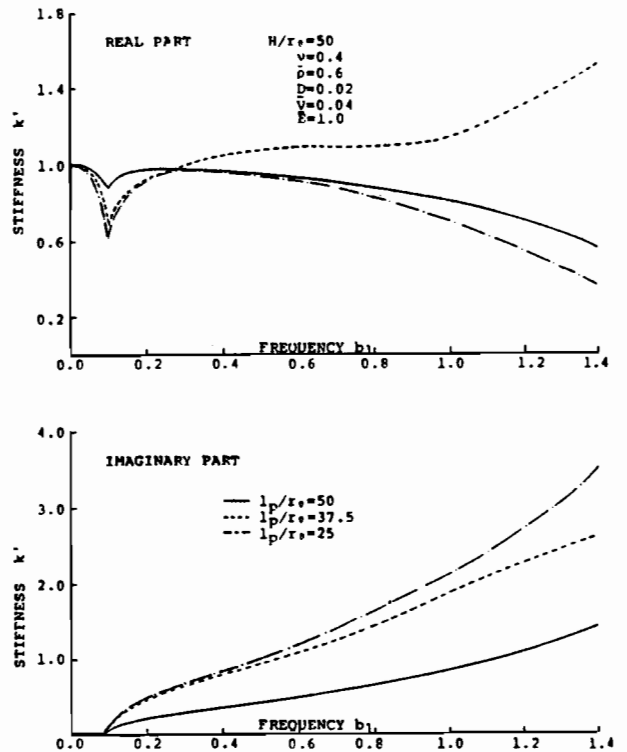


Fig. 3-5 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Pile Slender Ratio l_p/r_s .

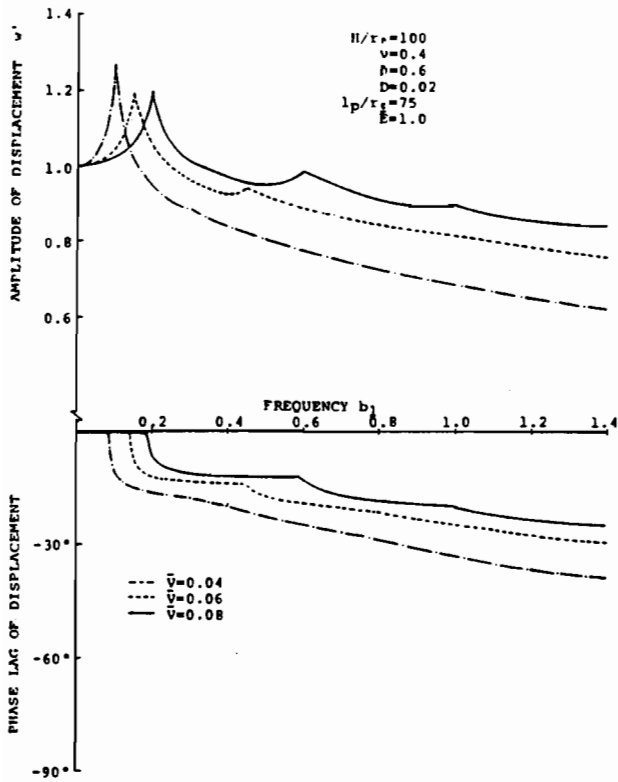


Fig. 3-6 Effect of Wave Velocity Ratio \bar{v} on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement

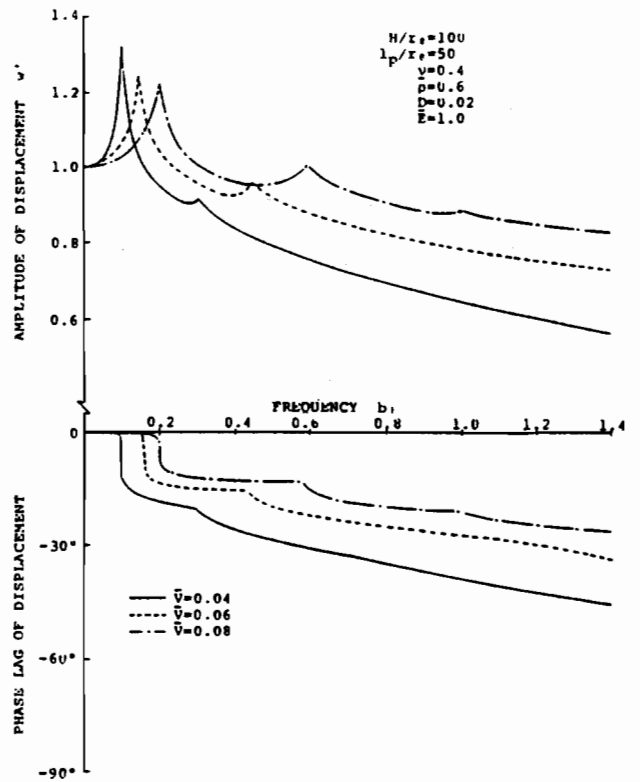


Fig. 3-7 Effect of Wave Velocity Ratio \bar{v} on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement

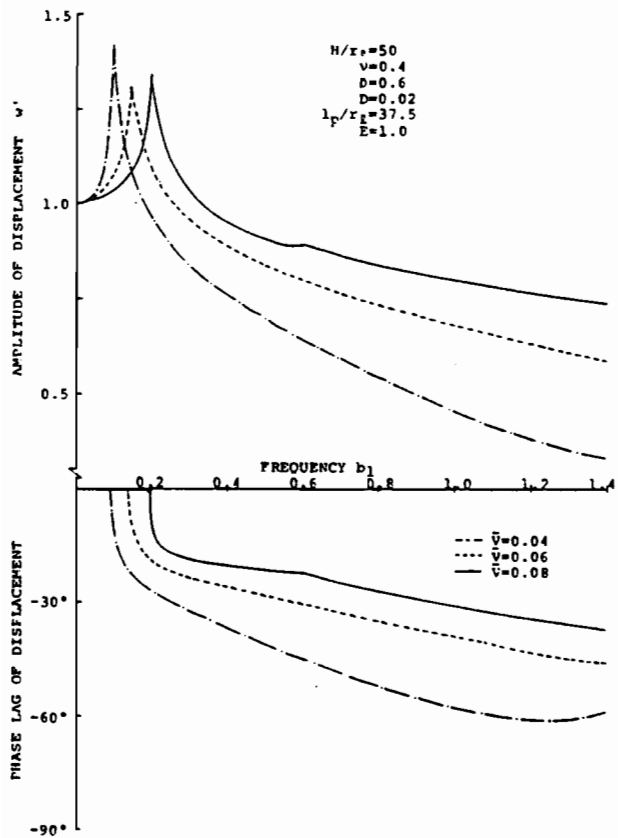


Fig. 3-8 Effect of Wave Velocity Ratio \bar{v} on Frequency Response of Amplitude and Displacement

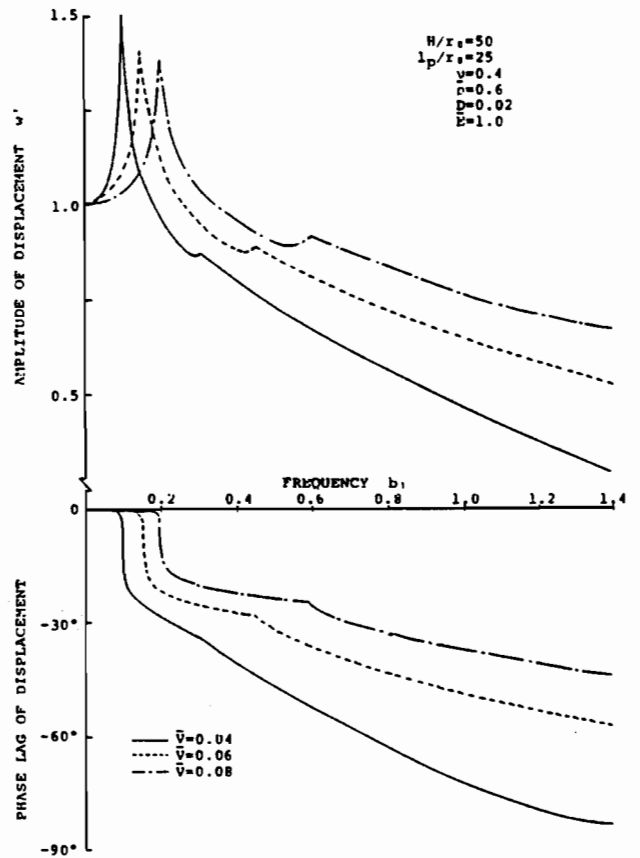


Fig. 3-9 Effect of Wave Velocity Ratio \bar{v} on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement

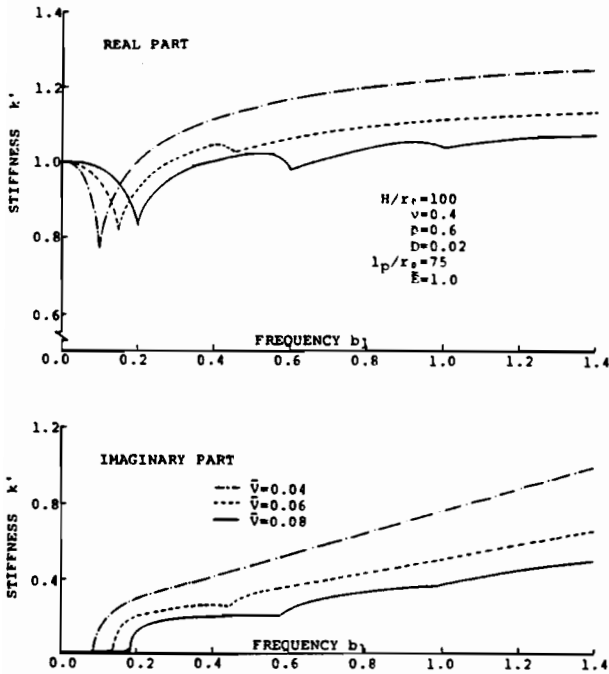


Fig. 3-10 Effect of Wave Velocity Ratio \bar{V} on Complex Stiffness of Pile with Frequency

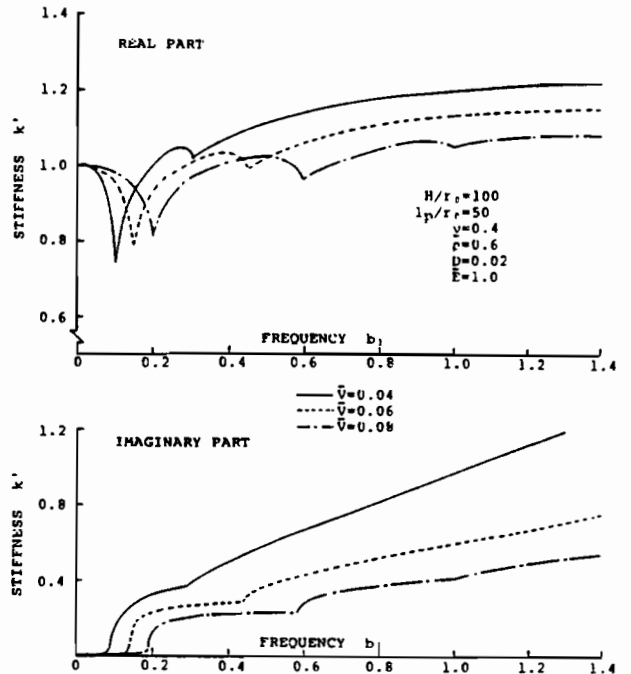


Fig. 3-11 Effect of Wave Velocity Ratio \bar{V} on Complex Stiffness of Pile with Frequency

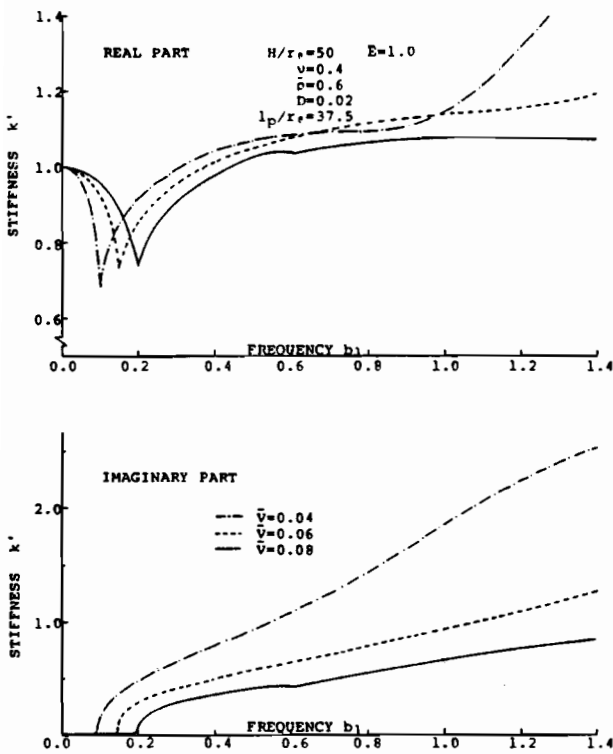


Fig. 3-12 Effect of Wave Velocity Ratio \bar{V} on Complex Stiffness of Pile with Frequency

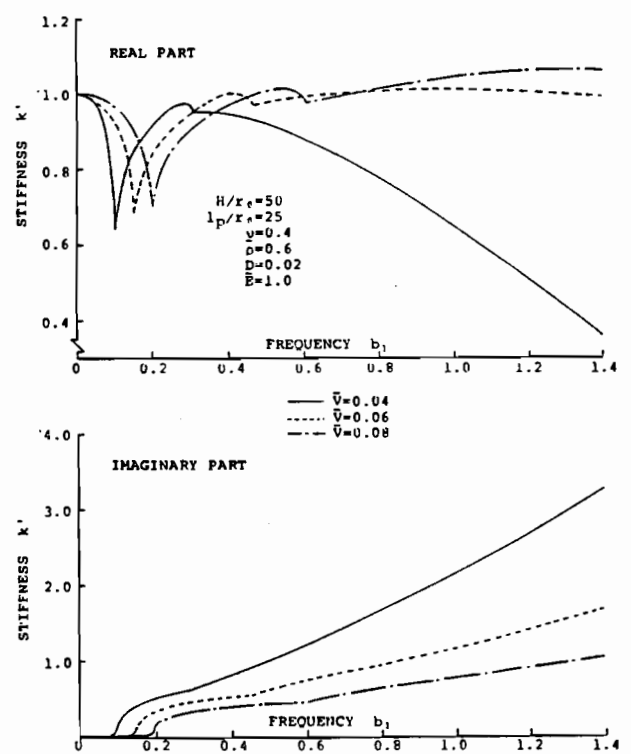


Fig. 3-13 Effect of Wave Velocity Ratio \bar{V} on Complex Stiffness of Pile with Frequency

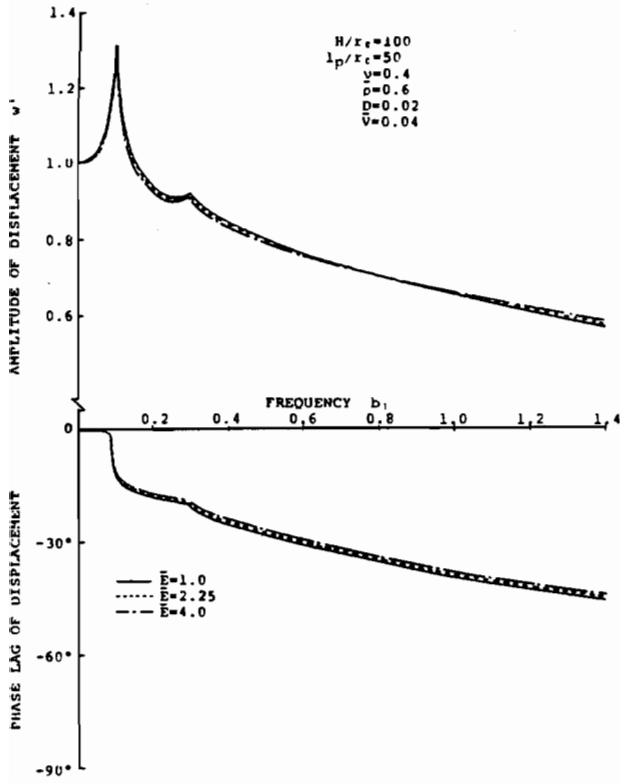


Fig. 3-14 Effect of Stiffness Ratio \bar{E} on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement

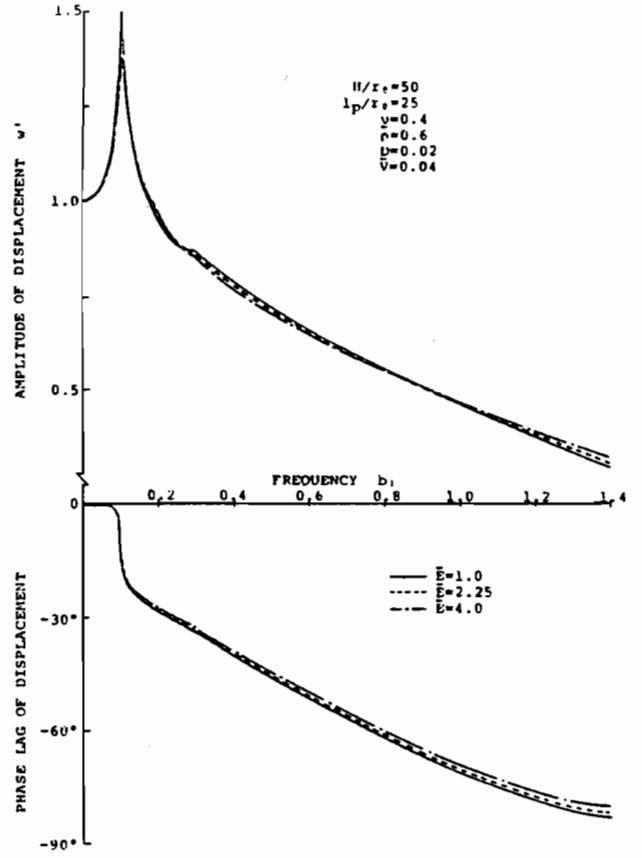


Fig. 3-15 Effect of Stiffness Ratio \bar{E} on Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement

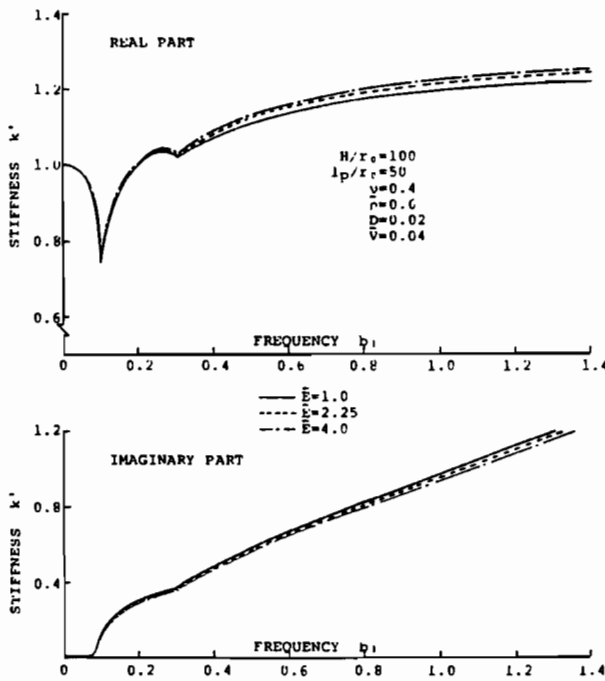


Fig. 3-16 Effect of Stiffness Ratio \bar{E} on Complex Stiffness of Pile with Frequency

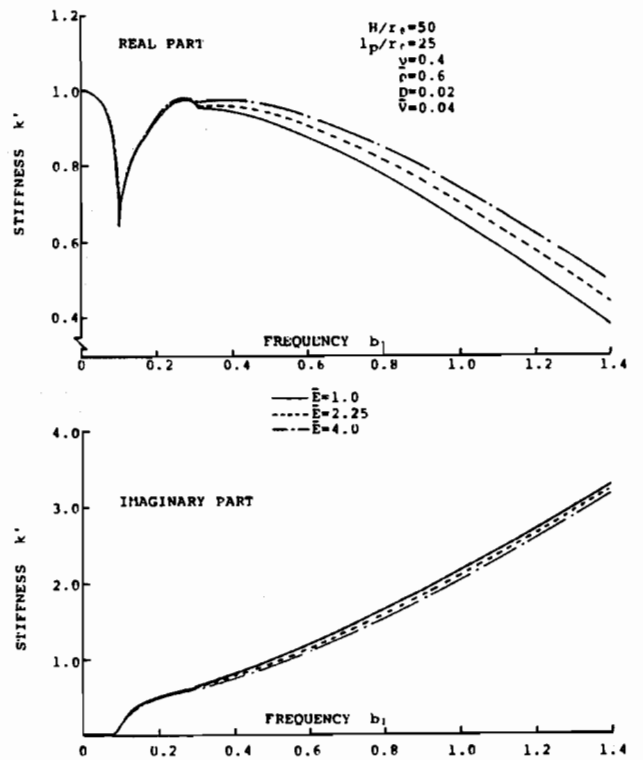


Fig. 3-17 Effect of Stiffness Ratio \bar{E} on Complex Stiffness of Pile with Frequency

周地盤より高くなるにつれて支持杭の挙動に近くなると考えられる。また、減衰は地盤の1次固有振動数で急激に表れ、それ以後の増加の割合は、ヤング係数比が小さいほど大きくなる傾向を示す。これは、土柱の剛性が杭周地盤の値に近づくほど杭先端から下方への逸散減衰が大きいためと考えられる。なお、土柱と杭周地盤とのヤング係数比が摩擦杭の振動特性に与える影響は、表層地盤の層厚が小さいほど顕著に表れている。

以上のように、摩擦杭の振動特性は支持杭以上に表層地盤の影響を大きく受け、その傾向は表層地盤の層厚に対して杭が短くなるほど、表層地盤の層厚が小さくなるほど、また地盤が軟らかくなるほど顕著に表れることが明らかとなった。

ii) 杭に支持された剛体の応答

Fig.3-18に、杭長が等しい摩擦杭および支持杭に支持された剛体の変位応答を示す。ここで、支持杭および摩擦杭に支持された剛体の質量は同じであり、摩擦杭の場合における表層地盤の層厚は杭長の2倍とした。なお、結果として第2章(2-47)式を用いることによって得られる静的な値で基準化された剛体の無次元変位 w' を図示しているが、無次元加振振動数としては、杭半径に関する無次元量である $a_0' = r_0 \omega / V_s$ を用いた。変位振幅の応答曲線には、地盤の固有振動数における共振によるピークが表れるが、静的な値に対する倍率の大きさは、摩擦杭のほうが支持杭より大きい。しかし、摩擦杭の剛体-杭-地盤連成系の共振時における無次元変位振幅の値は、支持杭の場合よりも小さい。これは、位相差からも明らかなように、杭長が同じ時、摩擦杭のほうが剛基盤で杭先端が支持されている支持杭より、杭先端から下方への逸散減衰が大きいためと考えられる。なお、このような傾向は、Fig.3-4 およびFig.3-5 に示した複素剛性の虚数部においても認められる。また、そのピークの表れる振動数も摩擦杭のほうが支持杭よりも低くなっている。さらに、これら傾向は杭が短くなるほど顕著である。

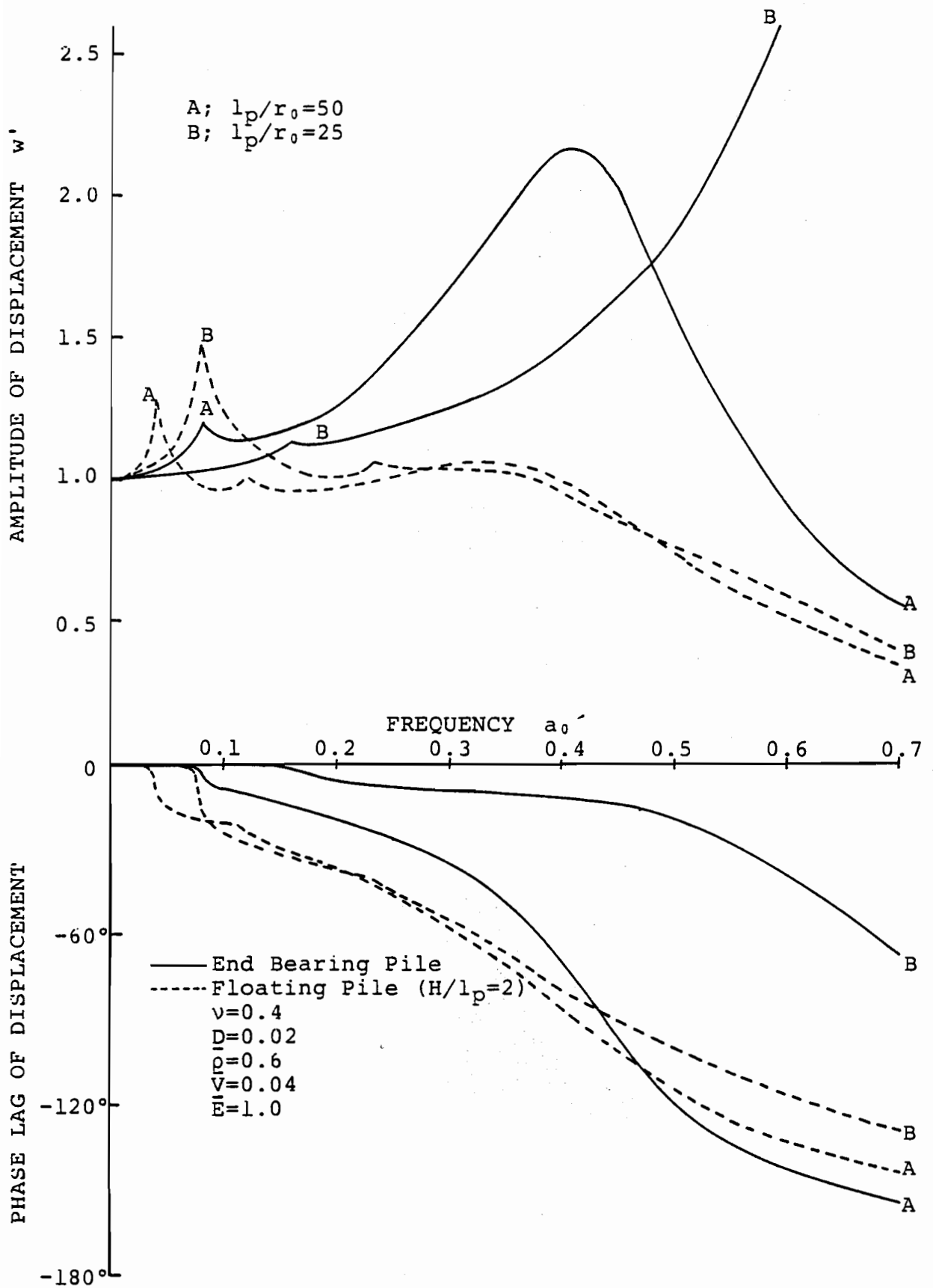


Fig. 3-18 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement of Footing Supported by: End Bearing Pile ; Floating Pile

3-3 まとめ

杭先端の挙動および杭先端地盤の支持抵抗の評価が問題となる先端が剛基盤に達していない杭（摩擦杭）に対して、それらの要因を解析的に取り入れるため、杭先端と剛基盤の間に杭先端に密着し、杭と同径の粘弾性体からなる土柱を想定した解析モデルを提案し、杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する解析を摩擦杭に対して行った結果、次のようなことが明らかとなった。

- 1) 杭頭における変位応答および複素剛性より考察した摩擦杭の振動特性は、表層地盤の層厚と杭半径の比 (H/r_0)、杭長と杭半径の比 (l_p/r_0)、地盤と杭との波動速度比 (\bar{V})、土柱と杭周地盤とのヤング係数比 (\bar{E})、地盤のポアソン比 (ν)、地盤と杭との質量比 ($\bar{\rho}$)、地盤の内部減衰定数 (D)、土柱の内部減衰定数 (D_s)、杭の内部減衰定数 (D_p) および加振振動数 (a_0) によって支配されている。
- 2) 摩擦杭の振動特性は、支持杭に比べて表層地盤の影響を大きく受ける。この傾向は、杭が短くなるほど、地盤が軟らかくなるほど、表層地盤の層厚が小さくなるほど著しく表れる。
- 3) 地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲において、表層地盤の層厚に対して杭が短くなるほど、摩擦杭の振動特性は振動数依存性が強くなる。この傾向は、表層地盤の層厚が小さくなるほど著しい。
- 4) 土柱と杭周地盤のヤング係数比が大きくなると、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲における振動数依存性が小さくなる。すなわち、土柱の剛性が杭周地盤より高くなるにしたがい、摩擦杭の振動特性は支持杭に近づく。なお、この影響は杭が短いほど、表層が浅いほど顕著である。
- 5) 杭長が等しい摩擦杭および支持杭に支持された剛体の変位応答において、摩擦杭の剛体-杭-地盤連成系の共振振動数における無次元変位振幅の値は、杭先端から下方への逸散減衰が大きいため支持杭よりも小さくなる。また、そのピークが表れる振動数も摩擦杭のほうが支持杭に比べ低くなる。なお、この傾向は杭が短くなるほど顕著である。

第 4 章 群杭の振動特性

第4章 群杭の振動特性

4-1 まえがき

前章までは杭間隔が充分にあると考え、単杭についての解析を行い、支持杭および摩擦杭の振動特性の考察を行った。しかし、実際の基礎構造では杭は群杭として設計されることが一般的であるので、本章では杭の鉛直振動における群杭と地盤の相互作用に関する解析を行った。

群杭の解析では、地盤を通して伝達される他の杭の影響、すなわち杭間の相互作用を適切に評価する必要がある。Penzien⁽⁴⁻¹⁸⁾は静的なMindlinの解を用い他の杭による影響変位を考慮することにより平均変位を求め、群杭に働く静的な地盤の抵抗力を算定し、集中質点系理論により地盤-群杭-構造物系の振動解析を行っている。しかし、最近では杭間相互の連成効果を動的に評価しようとする傾向がある。池田⁽⁴⁻¹⁴⁾、Nogami⁽⁴⁻¹⁷⁾⁽⁴⁻⁵⁶⁾等は弾性波動論により、Wolf, Arx⁽⁴⁻¹⁵⁾、桑折⁽⁴⁻¹⁶⁾等は有限要素法あるいは薄層要素法を用いて、またSheta, Novak⁽⁴⁻¹⁹⁾は弾性波動論と集中質点系理論を組み合わせることにより、群杭の動的応答の解析を行っている。

特に、Nogami⁽⁴⁻¹⁷⁾は単杭に対する理論解⁽⁴⁻¹⁾を基に、ある杭の振動により生じる受動側の杭周地盤の変位は考慮した群杭の鉛直振動時の解析解を求めているが、受動側の杭周地盤の抵抗力は無視している。また、Nogami⁽⁴⁻⁵⁶⁾は平面歪条件における群杭地盤の剛性マトリックスを導き、三次元条件での解⁽⁴⁻¹⁷⁾と比較することにより、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲では地盤-杭をWinklerモデルを用いて十分近似し得ることを示すとともに、鉛直振動における群杭の応答に関して伝達マトリックスを用いて解析式を導いている。さらに、Sheta, Novak⁽⁴⁻¹⁹⁾は、質点化した杭に作用する群杭地盤の剛性マトリックスを、平面歪状態で得られる変位解から求めた影響係数と単杭地盤の柔性係数から導くことにより、群杭の鉛直振動における解析を行っている。このように、群杭の解析では他の杭の振動により生じる受動側の杭周地盤の変位、およびその変位に対する地盤抵抗力の適切な評価が問題であると考えられる。

本章では、地盤を通して伝達される他の杭の影響を考慮した弾性波動論に基づく以下の2通りの手法により、群杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する解析を杭先端が剛基盤に達している杭(支持杭)に対して行った。

すなわち、第1の手法では、調和振動している地盤中に設定した土柱の振動解析を行うことにより、ある杭の振動により生じる受動側の杭周地盤変位に対する地盤抵抗力を評価し、群杭-地盤系の振動解析を行った。次に、第2の手法では、地盤の強制振動解を導くことにより、地盤を介して伝達される他の杭の振動による影響を含む群杭地盤の動抵抗係数を求め、単杭に対する杭-地盤系の解析手法を応用することにより、群杭-地盤系の振動解析を行った。

これらの解析手法により求めた杭頭加振時における解析解を用いて、杭頭における変位応答および複素剛性を群杭の杭間隔を中心とした杭性状および地盤性状に関する広い範囲の無次元パラメータに対して求めることにより、群杭の振動特性を明確にした。

4-2 地盤の自由振動解を用いた振動解析

群杭では地盤を通して伝達される他の杭の振動による影響を考慮する必要がある。そのため、本節では、まず地盤の自由振動解を用い、ある杭の振動により励起される受動側の杭の杭周地盤の変形に対する地盤抵抗力の検討を行った。次に、他の杭の振動による影響を考慮した群杭-地盤系の振動方程式を導き、その解を用い杭頭における変位応答および複素剛性を求めることにより、群杭の振動特性を明確にした。なお、解析には以下の仮定を設定したが、地盤に関しては第2章2-2と同様の取り扱いを行った。

- 1) 杭は表層地盤に鉛直に貫入されており、杭先端は剛基盤に支持されている。
- 2) 杭は複素剛性を持つ粘弾性体であり、断面は円形をしている。また、群杭のすべての杭は同材質、同杭径および同断面積とする。
- 3) 杭と周囲の地盤は完全に密着しているものとする。
- 4) 伝播波の波長に比べ杭径は小さいものとし、杭を1次元として取り扱う。

4-2-1 地盤の動抵抗係数

i) 受動側の杭周地盤の動抵抗係数

Fig.4-1 に示すように、剛基盤上に層厚Hの原点杭による中空円筒を有する1層の表層地盤を考える。この原点杭に作用する地盤の動抵抗係数に関しては、既に第2章2-2で検討を行った。

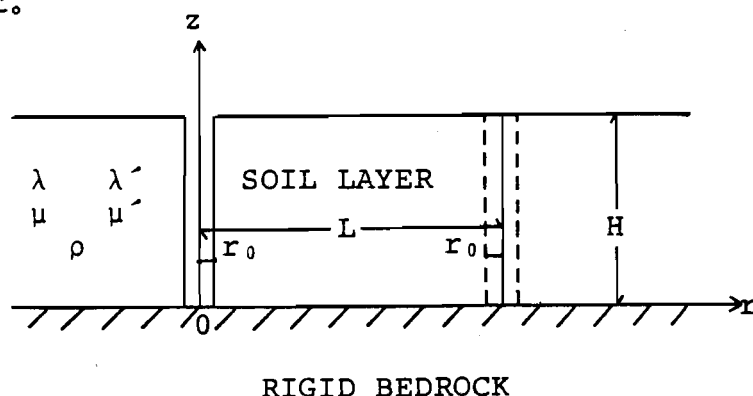


Fig. 4-1 Model of Soil Layer

つぎに、Fig. 4-1 に示すように原点から距離Lだけ離れた位置において、杭に相当する空所に周囲の地盤と同じ性質をもつ粘弾性体の土柱を設定する。この時、土柱の変位および土柱周面に働く地盤の抵抗力は、土柱の周に沿って変化するが、ここでは近似的に土柱中心における値が一様に分布しているものとする。地盤が調和振動している時、この土柱は周囲の地盤からの抵抗力 $P_{rs}(z)$ を受けて振動する。したがって、土柱の振動方

程式は、次式のように得られる。

$$P_{rs}(z) e^{i\omega t} = \pi r_0^2 \rho \frac{\partial^2}{\partial t^2} (w_s e^{i\omega t}) - \pi r_0^2 \{ (\lambda + 2\mu) + i(\lambda' + 2\mu') \} \frac{\partial^2}{\partial z^2} (w_s e^{i\omega t}) \quad (4-1)$$

ここに、

λ, μ : Lamé' の定数

λ', μ' : λ, μ に対応する粘性定数

ρ : 地盤の単位質量

r_0 : 杭半径

ω : 円振動数

i : 虚数単位 ($=\sqrt{-1}$)

t : 時間

z : 鉛直方向の座標

また、 $w_s [=w_s(z)]$ は土柱の鉛直変位振幅であり、周囲の地盤と土柱が密着して振動していると仮定すると、その値は土柱中心位置での表層地盤の鉛直変位振幅に等しくなければならない。ここでは、第2章(2-12)式より次のように表すことができるものとする。

$$w_s = \sum_{n=1}^{\infty} w_{sn} \sin(h_n z) \quad (4-2)$$

ここで、

$$h_n = \frac{\pi}{2H} (2n-1), \quad w_{sn} = A_n K_0(q_n L), \quad V_s = \sqrt{\mu/\rho}$$

$$q_n^2 = \frac{\{\eta^2 + i[D_v(\eta^2 - 2) + 2D_h]\} h_n^2 - (\omega/V_s)^2}{1 + iD_h}$$

$$\eta^2 = \frac{\lambda + 2\mu}{\mu} = \frac{2(1-\nu)}{1-2\nu}, \quad D_v = \frac{\lambda'}{\lambda}, \quad D_h = \frac{\mu'}{\mu} \quad (4-3)$$

w_{sn} : 土柱の n 次の未知鉛直変位振幅

A_n : 未定定数

D_v, D_h : 地盤の内部減衰定数

V_s : 地盤のせん断波速度

$K_0(q_n L)$: 0次の第2種変形Bessel 関数

ν : 地盤のポアソン比

H : 表層地盤の層厚

(4-2) 式を (4-1) 式に代入することにより、土柱の周囲に作用する地盤抵抗力は、次式で求められる。

$$P_{rs}(z) = \pi r_0^2 \mu (1 + i D_h) \sum_{n=1}^{\infty} q_n^2 w_{sn} \sin(h_n z) \quad \dots\dots (4-4)$$

この土柱の鉛直変位振幅と土柱周面に働く地盤の抵抗力の関係を、地盤の動抵抗係数 δ を用い次式のように定義する。

$$\begin{aligned} P_{rs}(z) &= \delta \cdot w_s \\ &= \sum_{n=1}^{\infty} \delta_n w_{sn} \sin(h_n z) \end{aligned} \quad \dots\dots (4-5)$$

ここに、

δ_n : n 次の地盤の動抵抗係数

(4-5) 式に (4-2) 式および (4-4) 式を代入することにより、 n 次の地盤の動抵抗係数 δ_n は、次式のように得られる。

$$\delta_n = 2 \pi \mu \bar{\delta}_n \quad \dots\dots (4-6)$$

ここに、 $\bar{\delta}_n$ は無次元動抵抗係数であり次式で表される。

$$\bar{\delta}_n = \frac{\bar{r}_0^2 (1 + i D_h) \bar{q}_n^2}{2} \quad \dots\dots (4-7)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \bar{q}_n^2 = q_n^2 H^2 &= \frac{\{\eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h]\} \bar{h}_n^2 - a_0^2}{1 + i D_h} \\ \bar{h}_n = h_n H &= \frac{\pi}{2} (2n - 1), \quad \bar{r}_0 = \frac{r_0}{H}, \quad a_0 = \frac{H}{V_s} \omega \end{aligned} \quad \dots\dots (4-8)$$

ii) 動抵抗係数の特性

第2章(2-23)式で示した動抵抗係数 α_n が原点杭の杭周地盤の動抵抗係数を表しているのに対し、(4-6)式の動抵抗係数 δ_n は原点から離れた受動側の杭の杭周地盤の動抵抗係数を表している。また、動抵抗係数 δ_n は動抵抗係数 α_n と同様に表層地盤のせん断剛性(μ)、ポアソン比(ν)、内部減衰定数(D_v, D_h)、層厚と杭半径との比(H/r_0)、加振振動数(a_0)および次数(n)によって決定される。なお、この地盤の動抵抗係数は地盤が複素剛性を持つ形で表されているので複素形式となり、その実数部は剛性、虚数部は減衰を示している。

Fig.4-2に、加振振動数 a_1 に対する各モードの無次元動抵抗係数 $\overline{\delta}_n$ を示した。また、Fig.4-3には無次元動抵抗係数 $\overline{\alpha}_n$ を参考として載せた。なお、 a_1 は無次元量であり、表層地盤の1次固有振動数に対する比 $\overline{a}_1 = a_0 / (\eta \overline{h}_1)$ で与えている。また、数値解析に用いた諸定数は図中に示した通りであるが、内部減衰定数は $D_v = D_h = D = 0.02$ と仮定している。Fig.4-2よりわかるように、剛性は加振振動数と共に放物線的に減少しており、表層地盤の共振振動数すなわち $\overline{a}_1 = 1, 3, 5, \dots$ では剛性はゼロとなっている。一方、減衰は加振振動数に無関係な一定値を示す。また、剛性、減衰とも、次数が大きくなるほど大きな値となっている。なお、Fig.4-2とFig.4-3を比較すると、 $\overline{\delta}_n$ の値は $\overline{\alpha}_n$ に比べて小さな値を示しており、このことは他の杭の振動により地盤を通して伝達される杭周の地盤抵抗力は、自杭の振動による地盤抵抗力よりも小さいことを表している。

また、表層地盤の層厚の影響は、(4-7)式およびFig.4-2から考察すると、剛性および減衰は、 H/r_0 が大きくなると大きい値を示すことがわかる。さらに、地盤の内部減衰が無い場合には、剛性の値およびその振動数に対する傾向には影響が表れないが、減衰はゼロになることは(4-7)式より明らかである。したがって、 $\overline{\delta}_n$ は $\overline{\alpha}_n$ に比べ地盤性状による影響は小さいと考えられる。

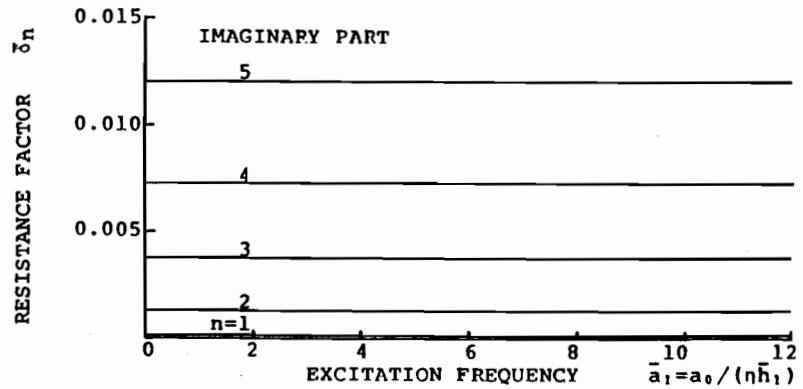
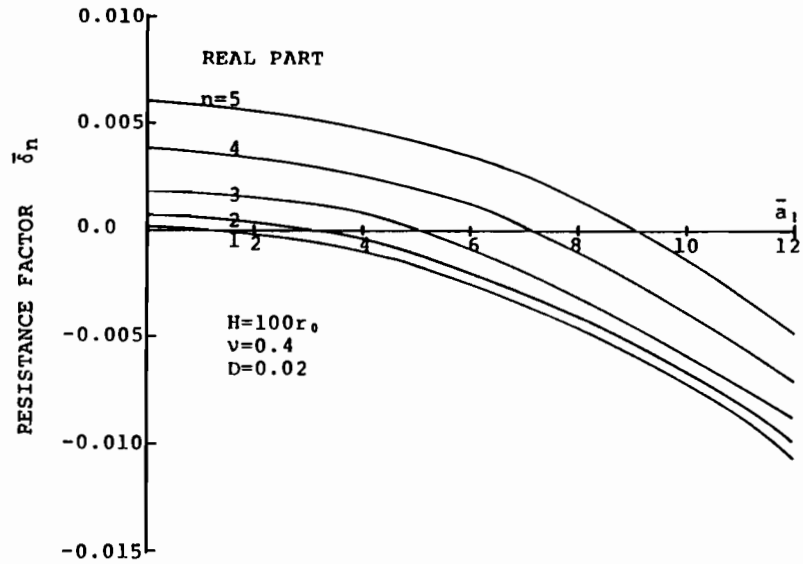


Fig. 4-2 Resistance Factor $\bar{\delta}_n$ vs. Excitation Frequency for Various Modes n

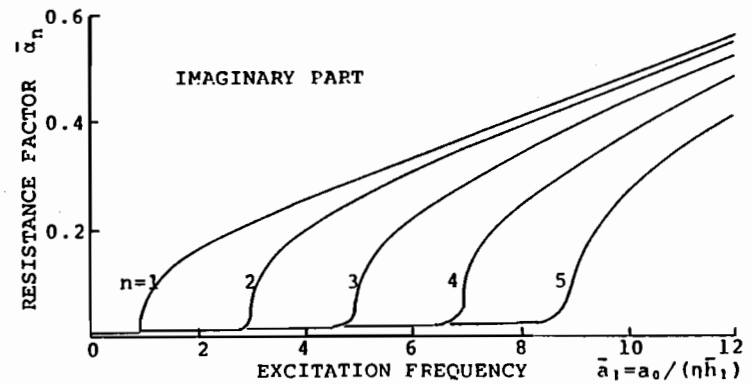
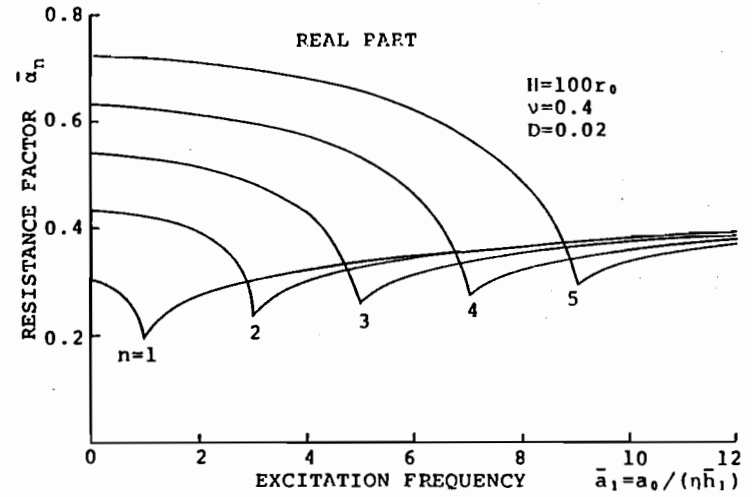


Fig. 4-3 Resistance Factor $\bar{\alpha}_n$ vs. Excitation Frequency for Various Modes n

4-2-2 杭-地盤系の振動方程式とその解

Fig.4-4 に示すように、同材質、同杭径および同断面積のN本の杭が地盤に鉛直に貫入され、それぞれの杭頭において鉛直に調和外力 $P_j \exp [i(\omega t - \phi_j)]$ ($j=1, 2, \dots, N$) が作用しているものとする。それぞれの杭に対する振動方程式は、他の杭による影響を考慮する必要がある。したがって、j 杭の振動方程式は j 杭を原点杭と考えると次式の通りとなる。

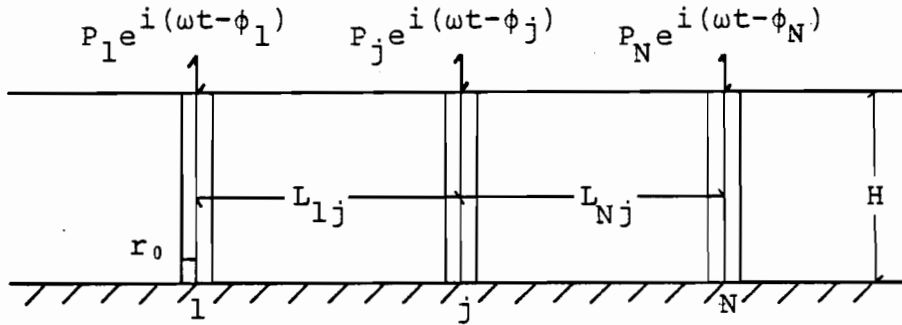


Fig. 4-4 Model of Pile-Soil-Pile System

$$\begin{aligned}
 -M_P \frac{\partial^2}{\partial t^2} (w_{pj} e^{i(\omega t - \phi_j)}) + E_{PC} S \frac{\partial^2}{\partial z^2} (w_{pj} e^{i(\omega t - \phi_j)}) \\
 = -P_{rj}(z) e^{i(\omega t - \phi_j)} \quad \dots\dots (4-9)
 \end{aligned}$$

ここで、

$$E_{PC} = E_P (1 + i D_P) \quad \dots\dots (4-10)$$

M_P : 杭の単位長さ当りの質量

E_P : 杭のヤング係数

D_P : 杭の内部減衰定数

S : 杭の断面積

w_{pj} : j 杭の鉛直変位振幅 [= $w_{pj}(z)$]

ϕ_j : 調和外力の位相差

また、 $P_{rj}(z)$ は j 杭の杭周面に作用する地盤の抵抗力であり、j 杭自身が振動することによって生じる j 杭の杭周地盤の鉛直変位に対する地盤抵抗力 ${}_j P_{rj}$ と、他の杭（以後、k 杭と称す）の振動によって生じる j 杭の杭周地盤の鉛直変位に対する地盤抵抗力 ${}_k P_{rj}$ ($k=1, 2, 3, \dots, N; k \neq j$) の総和として、次式のように表される。

$$P_{rj}(z) = \sum_{k=1}^N {}_k P_{rj} \quad \dots\dots (4-11)$$

ここで、

$${}_j P_{rj} = - \sum_{m=1}^{\infty} \alpha_m {}_j W_{mj} \sin(h_m z) \quad \dots\dots (4-12)$$

$${}_k P_{rj} = \sum_{m=1}^{\infty} \delta_m {}_k W_{mj} \sin(h_m z)$$

α_m, δ_m : 第2章(2-22)式および(4-6)式で示される地盤の動
抵抗係数

${}_j W_{mj}$: j杭自身の振動によって生じるj杭の杭周地盤のm次の未知
鉛直変位振幅

${}_k W_{mj}$: k杭の振動によって生じるj杭の杭周地盤のm次の未知鉛直
変位振幅

また、mはnのサブパラメータであり、 ${}_j W_{mj}$ および ${}_k W_{mj}$ は第2章(2-12)式より次のように書くことができる。

$$\begin{aligned} {}_j W_{mj} &= A_{mj} K_0 (q_m r_0) \\ {}_k W_{mj} &= A_{mj} K_0 (q_m L_{kj}) \quad \dots\dots (4-13) \end{aligned}$$

L_{kj} : k杭とj杭の中心間距離

なお、未定定数 A_{mj} は杭周面における境界条件より決定される。したがって、(4-11)式に(4-12)式を代入するとj杭の杭周面に働く地盤の抵抗力は次のように表される。

$$P_{rj}(z) = \sum_{m=1}^{\infty} (-\alpha_m {}_j W_{mj} + \sum_{k=1}^N \delta_m {}_k W_{mj}) \sin(h_m z) \quad ; k \neq j \quad \dots\dots (4-14)$$

(4-14)式を(4-9)式に代入すると、単杭の場合と同様に(4-9)式の解は齊次方程式の一般解と非齊次方程式の特解の和として、次式のように求まる。

$$w_{pj} = A_{pj} \cos(\kappa_p z) + B_{pj} \sin(\kappa_p z) + \sum_{m=1}^{\infty} C_{pj} \sin(h_m z) \quad \dots\dots (4-15)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \kappa_p^2 &= \frac{M_p \omega^2}{E_{pc} S} \\ C_{pj} &= \frac{1}{E_{pc} S (h_m^2 - \kappa_p^2)} (\alpha_m {}_j W_{mj} - \sum_{k=1}^N \delta_m {}_k W_{mj}) \quad ; k \neq j \quad \dots\dots (4-16) \end{aligned}$$

A_{pj}, B_{pj} : 積分定数

境界条件として、

$$1) z = 0 \quad : \quad w_{pj} = 0$$

$$2) z = H \quad : \quad E_{PC} S \frac{d w_{pj}}{d z} = P_j$$

を与えると、積分定数が決定され j 杭の鉛直変位振幅は次のように得られる。

$$w_{pj} = \frac{P_j}{E_{PC} S \kappa_p \cos(\kappa_p H)} \sin(\kappa_p z) + \sum_{m=1}^{\infty} C_{pj} \sin(h_m z) \quad \text{..... (4-17)}$$

さらに、杭と地盤が密着して定常振動しているという仮定より、j 杭の鉛直変位振幅と j 杭の杭周地盤の鉛直変位振幅は、次式が常に成立しなければならない。

$$w_{pj}(z) = w_{sj}(r_0, z) \quad \text{..... (4-18)}$$

ここで、 $w_{sj}(r_0, z)$ は j 杭の杭周地盤の鉛直変位振幅であり、他の杭の振動による影響を考慮すると次のように表される。

$$w_{sj}(r_0, z) = \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{k=1}^N \kappa_k w_{nj} \sin(h_n z) \quad \text{..... (4-19)}$$

また、(4-18) 式の左辺である (4-17) 式を区間 $0 \sim H$ で $\sin(h_n z)$ で Fourier 級数展開を行うと、次式が得られる。

$$w_{pj} = \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{P_j}{E_{PC} S \kappa_p \cos(\kappa_p H)} g_n + \sum_{m=1}^{\infty} C_{pj} f_{nm} \right) \sin(h_n z) \quad \text{..... (4-20)}$$

ここで、

$$g_n = \frac{2}{H} \int_0^H \sin(\kappa_p z) \sin(h_n z) dz$$

$$= \begin{cases} \frac{2}{H} \cdot \frac{(-1)^{n-1} \kappa_p \cos(\kappa_p H)}{h_n^2 - \kappa_p^2} & ; \kappa_p \neq h_n \\ 1 & ; \kappa_p = h_n \end{cases} \quad \text{..... (4-21)}$$

$$f_{nm} = \frac{2}{H} \int_0^H \sin(h_m z) \sin(h_n z) dz$$

$$= \begin{cases} 0 & ; h_m \neq h_n \\ 1 & ; h_m = h_n \end{cases}$$

したがって、(4-18) 式に (4-19) 式および (4-20) 式を代入することにより、n に関して次の恒等式が導かれる。

$$\frac{1}{E_{PC}S (h_n^2 - \kappa_p^2)} \left\{ \frac{2 P_j}{H} (-1)^{n-1} - \alpha_{n j} W_{nj} + \sum_{k=1}^N \delta_{n k} W_{nk} \right\}$$

$$= {}_j W_{nj} + \sum_{k=1}^N {}_k W_{nk} \quad ; k \neq j \quad \text{-----} \quad (4-22)$$

一方、 k 杭の振動によって生じる j 杭の杭周地盤の未知鉛直変位振幅 ${}_k W_{nj}$ は、 k 杭自身の振動によって生じる k 杭の杭周地盤の未知鉛直変位振幅 ${}_k W_{nk}$ を用いて、次のように表すことができる。

$${}_k W_{nj} = {}_k T_j \cdot {}_k W_{nk} \quad \text{-----} \quad (4-23)$$

ここで、 ${}_k T_j$ は次式のように定義する k 杭の振動が j 杭の与える影響係数である。

$${}_k T_j = \frac{K_0 (q_n L_{kj})}{K_0 (q_n r_0)} e^{i(\phi_j - \phi_k)} \quad \text{-----} \quad (4-24)$$

したがって、(4-23) 式を (4-22) 式を代入して整理すると次式が得られる。

$$\{E_{PC}S (h_n^2 - \kappa_p^2) + \alpha_n\} {}_j W_{nj} + \{E_{PC}S (h_n^2 - \kappa_p^2) - \delta_n\} \sum_{k=1}^N {}_k T_j {}_k W_{nk}$$

$$= \frac{2}{H} P_j (-1)^{n-1} \quad ; k \neq j \quad \text{-----} \quad (4-25)$$

上式には N 個の n 次の未知鉛直変位振幅 ${}_k W_{nk}$ ($k=1, 2, \dots, N$) が含まれているが、 j 杭以外の群杭のすべての杭においても同様の式が導かれるので、(4-25) 式は未知数 ${}_k W_{nk}$ についての N 元の複素連立一次方程式とする。この連立方程式を解くことにより決定される ${}_k W_{nk}$ を (4-18) 式、(4-19) 式および (4-23) 式の関係を用いることにより得られる (4-26) 式に代入することによって、 j 杭の鉛直変位振幅が求めることができる。

$$W_{pj}(z) = \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{k=1}^N {}_k T_j {}_k W_{nk} \sin(h_n z) \quad \text{-----} \quad (4-26)$$

さらに、 $W_{pj}(z)$ を次のように表すものとする。

$$W_{pj}(z) = \frac{P_j r_0}{E_{PC}S} \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{k=1}^N {}_k T_j \overline{{}_k W_{nk}} \sin(\overline{h_n z}) \quad \text{-----} \quad (4-27)$$

上式において、 $\overline{{}_k W_{nk}}$ は無次元鉛直変位振幅を示しており、(4-25) 式を $\overline{{}_k W_{nk}}$ について書き直すと次の通りとなる。

$$\begin{aligned}
 & (\bar{h}_n^2 - \bar{\lambda}^2 + \gamma \bar{\alpha}_n) {}_j \bar{W}_{nj} + (\bar{h}_n^2 - \bar{\lambda}^2 - \gamma \bar{\delta}_n) \sum_{k=1}^N {}_k T_j {}_k \bar{W}_{nk} \\
 & = \frac{2}{r_0} (-1)^{n-1} \quad ; k \neq j \quad \dots\dots (4-28)
 \end{aligned}$$

ここで、

$$\bar{\lambda}^2 = \kappa_p^2 H^2 = \frac{M_p \omega^2}{E_{PC} S} H^2 = \frac{\bar{V}^2 a_0^2}{1 + i D_p}, \quad \bar{V} = \frac{V_s}{V_p}$$

$$\gamma = 2 \pi \frac{\mu H^2}{E_{PC} S} = \frac{2 \bar{V}^2 \bar{\rho} \chi}{r_0^2 (1 + i D_p)}, \quad \chi = \frac{\pi r_0^2}{S}$$

$$\bar{\rho} = \frac{\rho}{\rho_p}, \quad \bar{z} = \frac{z}{H} \quad \dots\dots (4-29)$$

ρ_p : 杭の単位質量

V_p : 杭の縦波速度

また、杭-地盤系の杭頭における複素剛性 k_{pj} を次式のように定義する。

$$k_{pj} = \frac{P_j}{W_{pj}(z)} = \frac{E_{PC} S}{r_0} \bar{k}_{pj} \quad \dots\dots (4-30)$$

ここで、 \bar{k}_{pj} は無次元複素剛性であり次式のように得られる。

$$\bar{k}_{pj} = 1 / \left[\sum_{n=1}^{\infty} \sum_{k=1}^N (-1)^{n-1} {}_k T_j {}_k \bar{W}_{nk} \right] \quad \dots\dots (4-31)$$

さらに、群杭としての複素剛性 K_G はそれぞれの杭の杭頭における複素剛性の和として次式のように定義しておく。

$$K_G = \sum_{k=1}^N k_{pk} \quad \dots\dots (4-32)$$

なお、群杭における杭-地盤系の固有振動数は (4-28) 式の係数行列の固有値として求めることができる。

4-2-3 杭の振動特性に関する考察

地盤性状および杭性状に関するパラメータおよび加振振動数に定数値を与え、(4-27)式および(4-32)式より求められる群杭の杭頭における変位応答および複素剛性より、群杭の振動特性に関する考察を行った。なお、地盤性状および杭性状に関するパラメータとして(4-30)式より以下の無次元量が考えられる。

- H/r_0 : 表層地盤の層厚(支持杭では杭長)と杭半径との比
- ν : 地盤のポアソン比
- D : 地盤の内部減衰定数 ($= D_v = D_n$)
- $\bar{\rho}$: 地盤と杭との質量比
- \bar{V} : 地盤と杭との剛性比に相当する地盤のせん断波速度と杭の縦波速度との波動速度比
- D_p : 杭の内部減衰定数
- L/r_0 : 杭間隔と杭半径との比
- P_j : 杭頭に作用する加振外力の振幅
- ϕ : 杭頭に作用する加振外力の位相差
- N : 杭本数

また、群杭では上記のパラメータ以外に杭の配置も大きな影響要素と考えられる。

結果として、第2章(2-47)式の関係を用いることによって得られる無次元加振振動数 b_1 に対する杭頭における無次元変位 w' および無次元複素剛性 k' を主として図示した。数値解析に用いたパラメータの値は、図中に示した通りであるが、杭の内部減衰定数は $D_p = 0.0$ とし杭は弾性体として取り扱った。なお、無限級数の項数は20とした。変位応答のグラフでは振幅と位相差が示されており、複素剛性では実数部は剛性、虚数部は減衰を表している。また、考察は外力に位相差のある場合とない場合について行った。

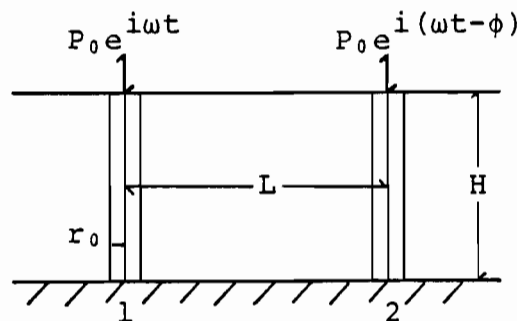


Fig. 4-5 Model of 2-Piles System for Numerical Analysis

i) 外力に位相差のない場合

(a) 杭の振動特性

群杭の代表として、Fig.4-5 に示すような2本杭のそれぞれの杭頭において同じ振幅を持つ調和外力が働いている場合を考える。この場合、杭-1と杭-2は同じ挙動を示すので、2本杭の振動特性を杭-1の応答結果でもって考察した。

杭間隔と杭半径との比 (L/r_0) をパラメータとした時の変位応答をFig.4-6 ~Fig.4-9 に示す。Fig.4-6 およびFig.4-7 は $H/r_0 = 100$, Fig.4-8およびFig.4-9 は $H/r_0 = 50$ の場合の変位応答であり、それぞれ異なる波動速度比 (\bar{V}) に対して示している。これらの図に示した変位応答曲線には一般に2つのピークが存在する。最初のピークは地盤の固有振動数に対する共振によるものであり、もう1つのピークは群杭-地盤系の連成によって生じる共振によるものである。地盤の共振によるピークは明らかであるが、群杭-地盤系の共振によるピークは図に示した振動数範囲では表れていない。これは、杭間の相互作用を考慮した群杭-地盤系の固有振動数が、杭体自身の1次固有振動数より高いためと考えられる。地盤の固有振動数に対する共振によるピークは、1次固有振動数に加振振動数が一致した時に最も明らかに表れており、その時の変位振幅は静的な場合の1.2~1.4倍の値を示す。また、2次以降の高次のピークについては、 H/r_0 あるいは \bar{V} が大きい場合、すなわち杭が細長く、地盤が硬い場合にピークが表れている。なお、位相差は地盤の1次固有振動数より低い振動数領域では、ほぼゼロであるが、それ以上の振動数範囲では進行波による逸散減衰が生じるため、振動数と共に大きくなっている。

Fig.4-6 ~Fig.4-9 からわかるように、 L/r_0 が大きくなるほど地盤の固有振動数における応答の変化が大きくなっている。これは、杭間隔が広くなるほど杭が地盤の影響を大きく受けていることを示していると考えられる。また、地盤の1次固有振動数より高い振動数範囲では、これらの応答曲線は振動数に対して波動的な変化を示している。この波動的な変化は、杭間隔が広くなると地盤の1次固有振動数以後すぐ表れており、その振動数依存性は強くなっている。これは、杭-1に対して杭-2より放射される波動が周期的に作用するために生じるものである。なお、この傾向は表層が浅くなるほど、また地盤が軟らかくなるほど顕著に表れており、振動数に対する波動的な変動が激しくなっている。

Fig.4-10~Fig.4-13に、杭間隔と杭半径との比 (L/r_0) をパラメータとした時の複素剛性を、それぞれ異なる H/r_0 および \bar{V} に対して示す。剛性は、地盤の1次固有振動数付近まで大きく減少し、それ以上の振動数範囲では加振振動数に対して波動的な変化を

示している。また、減衰は、この共振点付近で急激に表れ、加振振動数が高くなるにつれて、波動的な変化を示しながら大きくなっている。なお、この減衰は、逸散エネルギーによる所が大であると考えられる。さらに、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲において剛性および減衰の示す波動的な変化は、杭間隔が広がるほど激しくなる。この傾向は、表層が浅くなるほど、あるいは地盤が軟らかくなるほど、顕著に表れている。

Fig.4-14に、杭間隔と杭半径との比 (L/r_0) を変化させた時、(4-31)式で得られる2本杭の杭頭における無次元複素剛性(1本当たり)を単杭のそれと共に示す。図からわかるように、群杭の振動特性は表層地盤の1次固有振動数を境にして異なる傾向を示している。

すなわち、加振振動数が地盤の1次固有振動数より低い振動数領域では、 L/r_0 が小さくなるほど群杭の実数部の値は小さくなっており、静的な場合と同様に群杭効果による剛性低下が杭間隔が狭いほど大きく表れている。しかし、 L/r_0 が大きくなると単杭の値に近づく傾向を示している。また、群杭の実数部は単杭の場合と同様に振動数と共に小さくなる傾向を示しており、その値は地盤の1次固有振動数付近で最小となっている。一方、虚数部は逸散減衰が表れないため非常に小さな値を示しており、 L/r_0 による影響は実数部ほど顕著ではない。したがって、この振動数領域では定常波が支配的であるため隣接杭から波動による影響がなく、静的な群杭効果と同様の傾向を示す。

一方、加振振動数が地盤の1次固有振動数以上の振動数領域では、群杭の振動特性は単杭より強い振動数依存性を示している。 $L/r_0 = 4$ の場合、群杭の実数部の振動数に対する変化の度合は単杭と同様であるが、その値は単杭より小さい。また、虚数部は振動数と共に増加しており、その値は単杭より大きくなっている。しかし、 $L/r_0 = 8$ 以上になると群杭の複素剛性は、単杭の値を中心として振動数と共に波動的な変化の様相を示している。この現象は実数部より虚数部で顕著である。これは、この振動数範囲では進行波が支配的であり隣接杭より放射される伝播波の相互干渉によるものと考えられ、伝播波(S波)の波長と杭間隔の影響を大きく受けている。なお、この波動的な変化の周波数および振幅は、杭間隔が大きくなるほど小さくなり、単杭の値に近づく。したがって、この振動数範囲では静的な群杭効果の考え方を適用することは困難で、群杭の振動特性を評価する必要がある。

Fig.4-15には、無次元杭間隔 (L/r_0) と群杭と単杭の剛性比との関係を加振振動数をパラメータとして示している。図からわかるように、 L/r_0 が大きくなるほど剛性比

は1に近づいている。すなわち、杭間隔が広がるほど群杭効果を考慮する必要がなく、2本杭の複素剛性を単杭の2倍として扱える。特に、振動数が地盤の1次固有振動数 ($b_1 = 0.1$) より低い場合、 $L/r_0 = 20$ 以上では群杭効果を見捨てることができる。しかし、振動数が地盤の1次固有振動数より高い場合の剛性比は杭間隔と共に波動的な変化を示している。この変化の様相は実数部より虚数部の方が著しく、剛性比は0.7 ~ 1.55の間の値を示す。したがって、動的な群杭効果を考慮すべき杭間隔は、静的な場合と異なり剛性と減衰性から決定され、その値を大きくとる必要がある。さらに、この傾向は表層地盤の層厚が小さいほど、また地盤が軟らかいほど顕著である。

群杭において、杭の本数および配置は、その振動特性に大きな影響を与えていると考えられる。ここでは、Fig.4-16に示すような杭の本数、配置に場合における振動特性の比較を行う。なお、各々の杭の杭頭には同じ大きさの外力が作用していると考えている。

Fig.4-17に、杭本数を変化させた時の杭頭における複素剛性(1本あたり)を示す。加振振動数が地盤の1次固有振動数より低い振動数範囲では、実数部および虚数部は、本数が増えるほど小さくなっている。特に、実数部では本数が増えるほど静的な場合と同様に大きな剛性低下を示している。一方、加振振動数が地盤の1次固有振動数より高くなると、群杭の実数部は単杭より小さな値を示し、また杭本数が増えるほど振動数と共に小さくなる傾向を示している。しかし、虚数部は振動数と共に大きくなる傾向を示し、杭本数の増加により大きな減衰効果が期待出来る。したがって、動的な場合の杭本数による剛性低下の割合は、静的な場合と異なることが指摘できる。

Fig.4-18に、同じ杭本数で異なる配置をした場合の杭頭における複素剛性(1本あたり)を示す。加振振動数が地盤の1次固有振動数より低い振動数範囲では、実数部および虚数部は杭の位置および配置による差は少ない。しかし、加振振動数が地盤の1次固有振動数より高くなると、直列に配置した群杭の端に位置する杭は中央の杭と異なる挙動を示している。これは、端に位置する杭は他の杭による影響を片側のみから受けるためと考えられる。したがって、群杭を考える場合、同じ本数であっても杭の配置が重要な問題となる。

以上により、群杭の振動特性は地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲では単杭の場合と大きく異なり、加振振動数および杭間隔の影響を顕著に受けることが明らかとなった。また、杭間隔は動的な群杭効果を評価する上で重要な要因であることが指摘された。

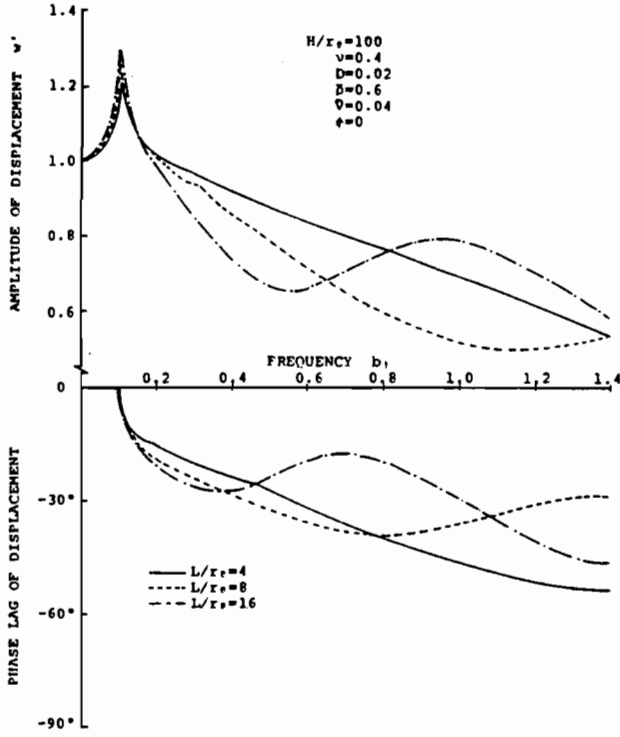


Fig. 4-6 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_s .

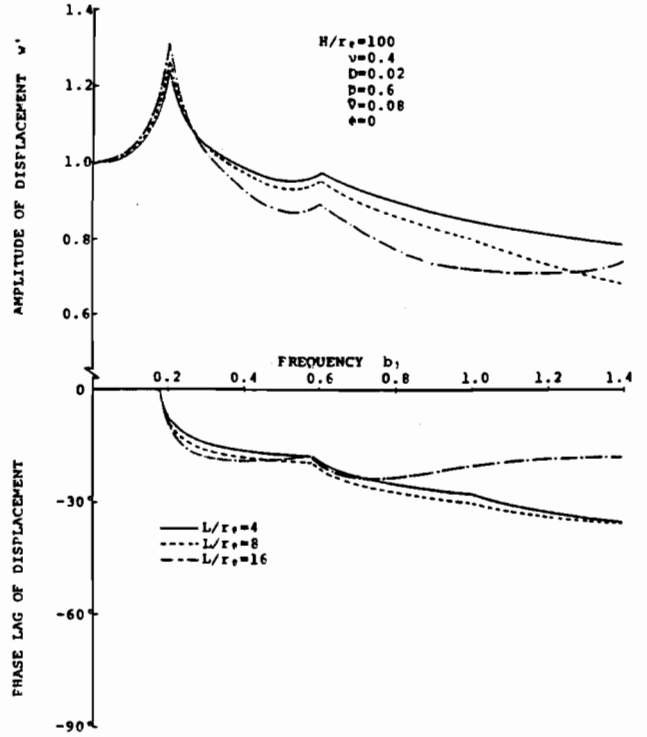


Fig. 4-7 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_s .

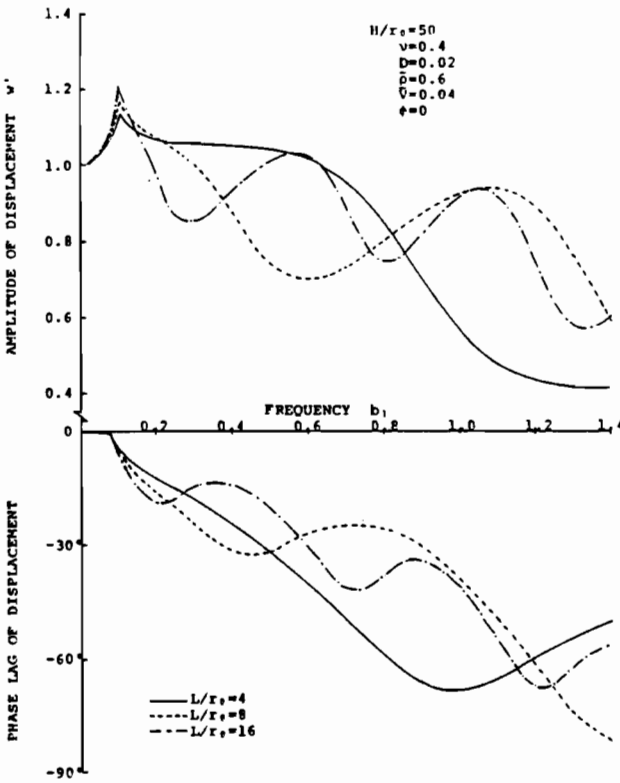


Fig. 4-8 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_s .

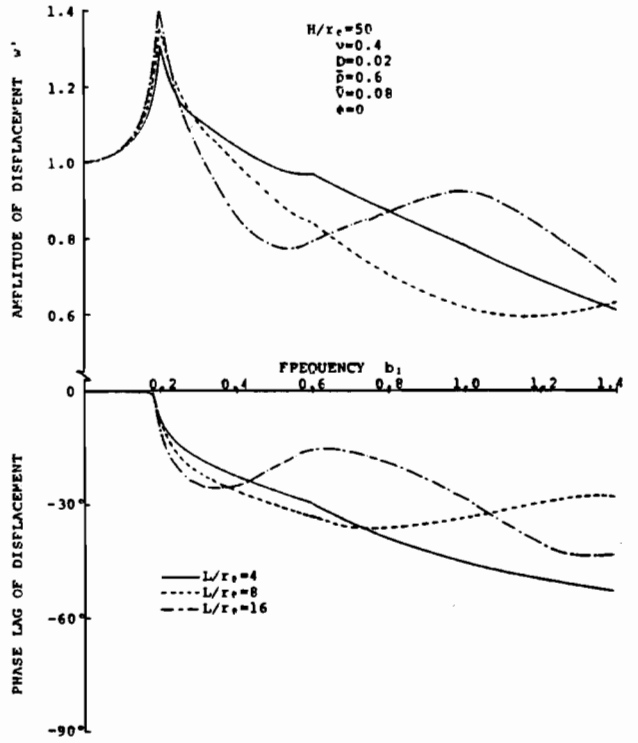


Fig. 4-9 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_s .

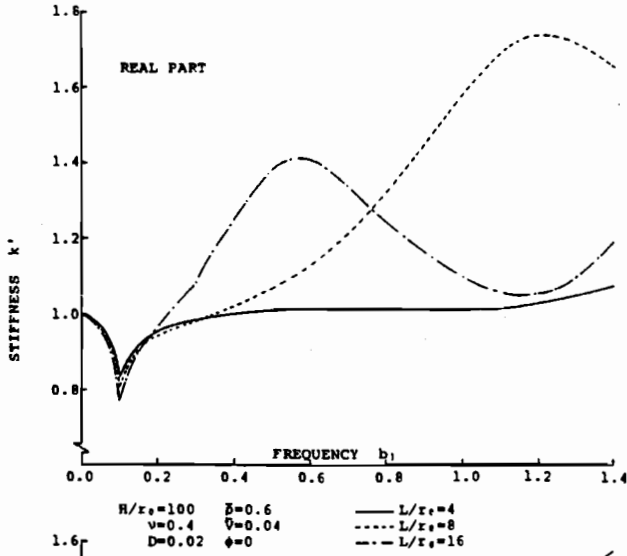


Fig. 4-10 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0 .

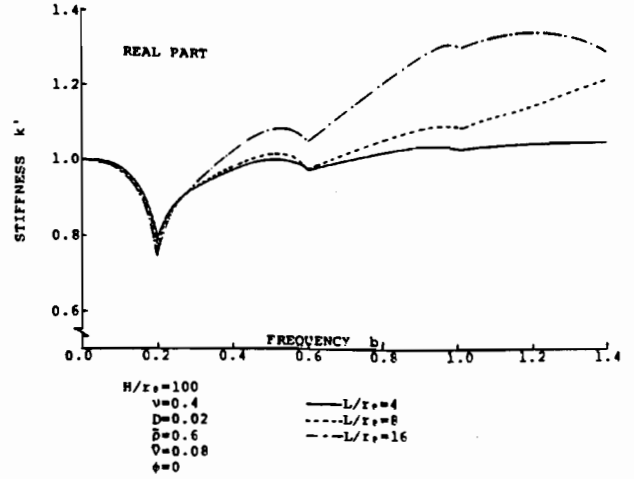


Fig. 4-11 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance Piles L/r_0 .

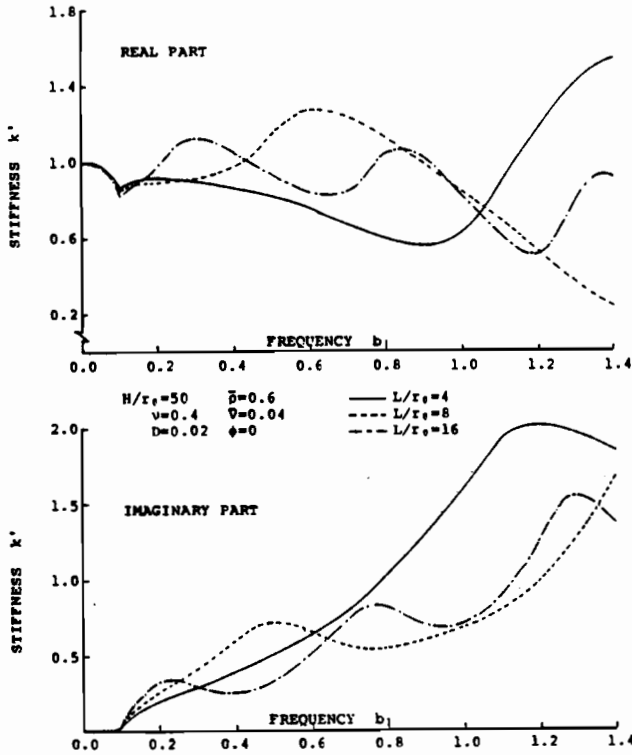


Fig. 4-12 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0 .

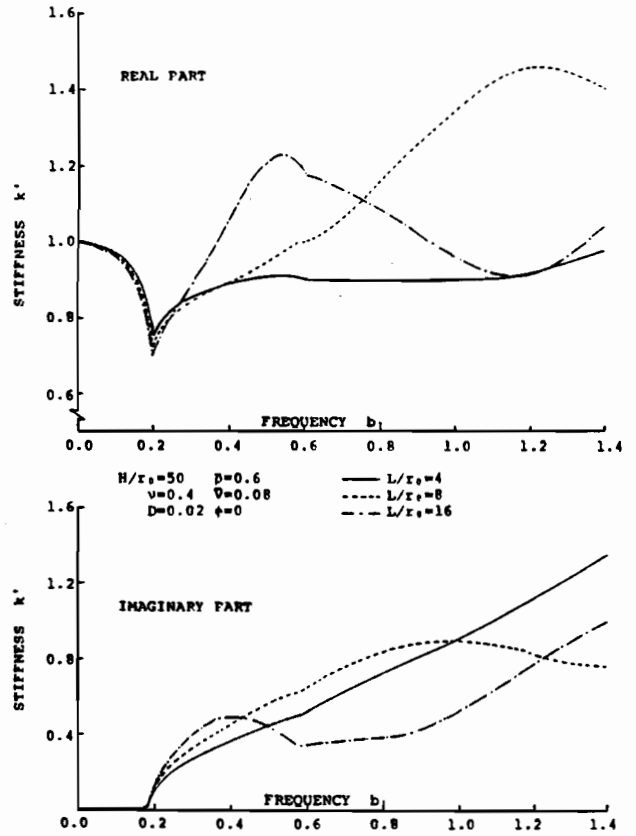


Fig. 4-13 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0 .

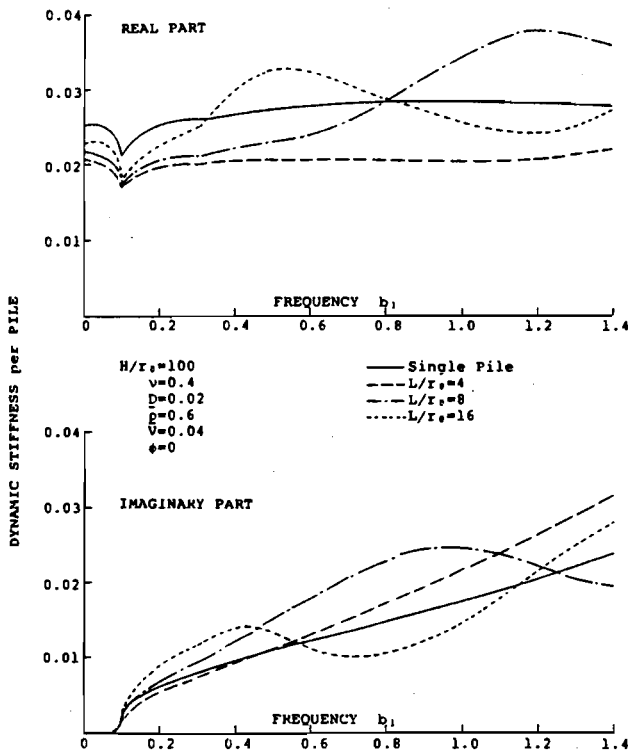


Fig. 4-14 Variations of Dynamic Stiffness per Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0 .

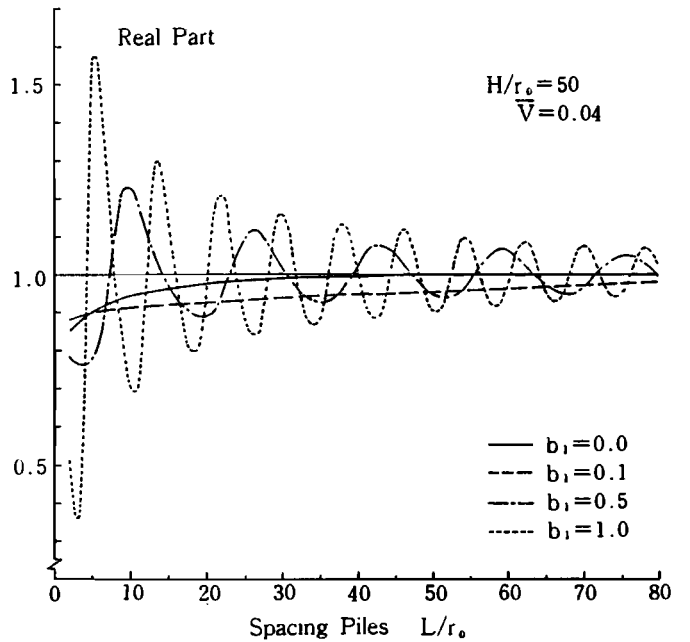
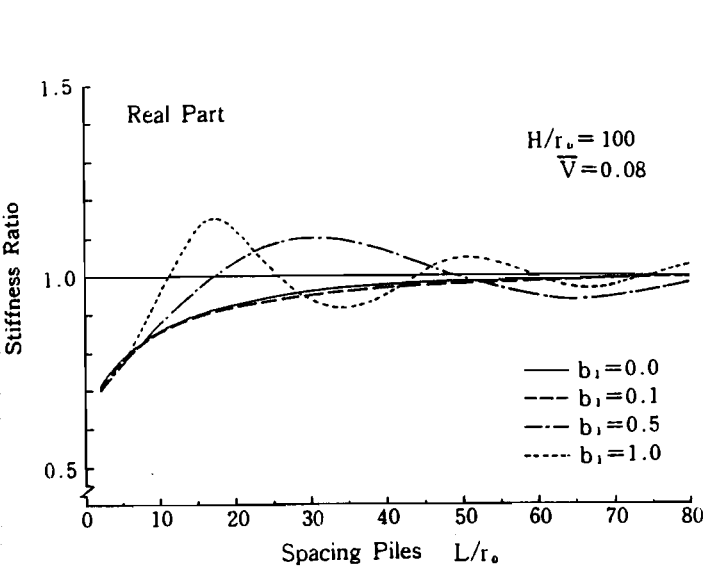
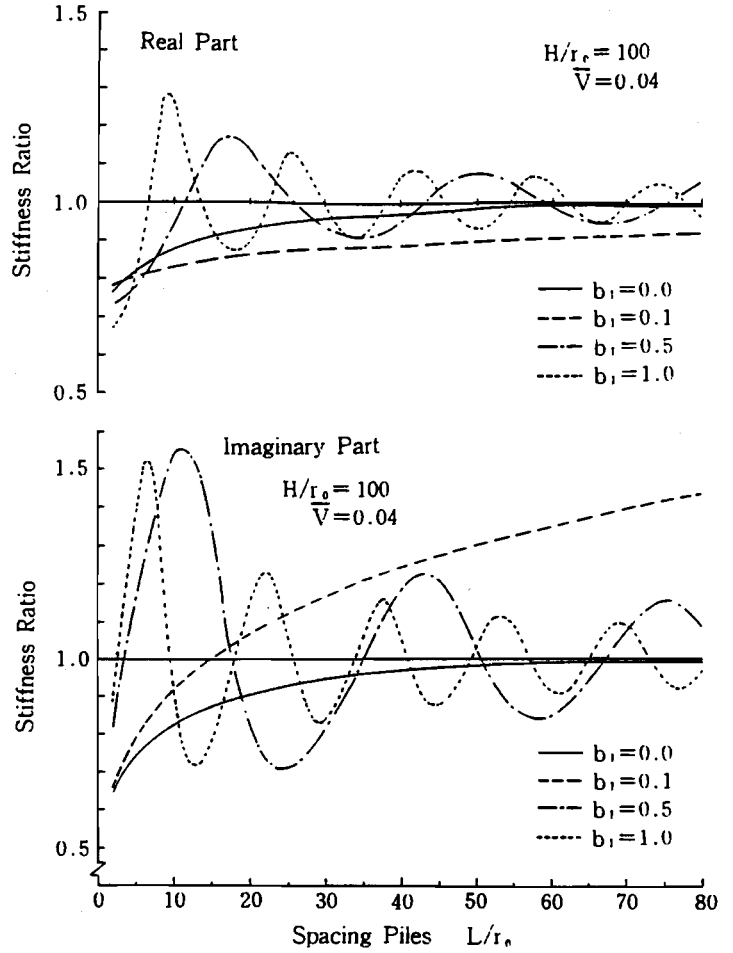


Fig. 4-15 Variation of Stiffness Ratio with Distance between Piles and Frequency

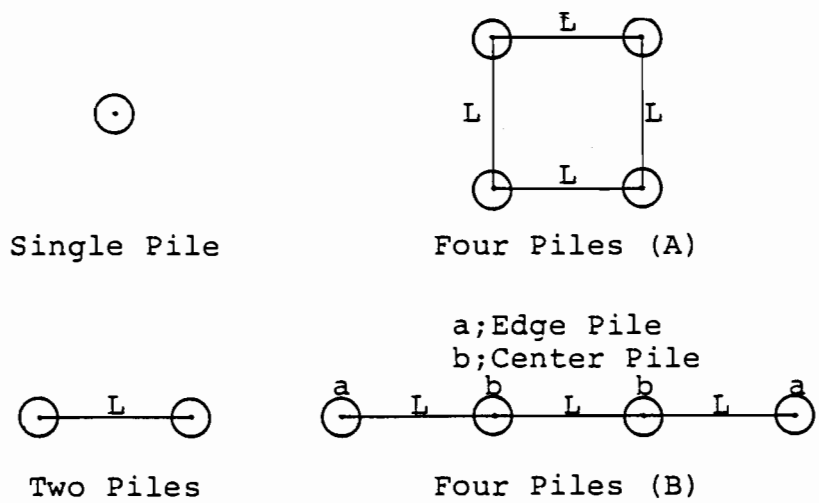


Fig. 4-16 Model of Pile Groups for Numerical Analysis

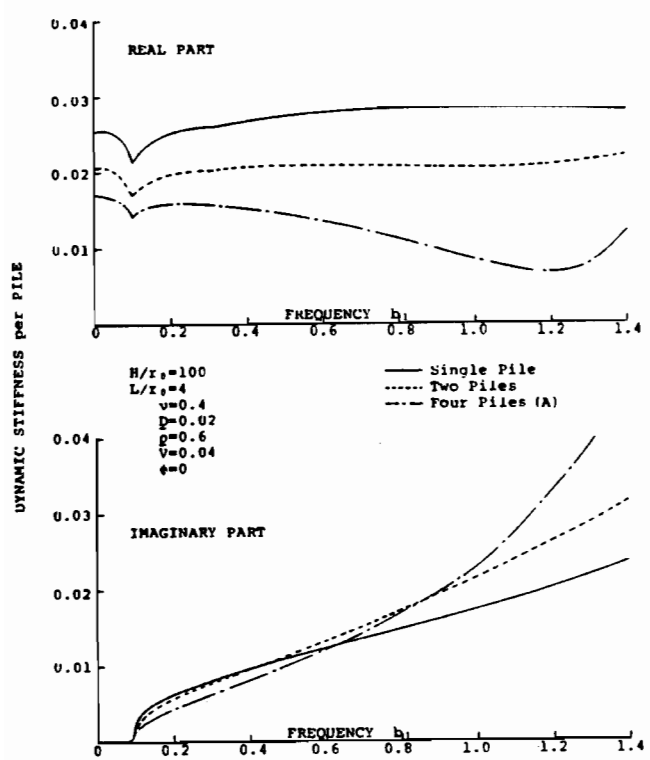


Fig.4-17 Effect of Numbers of Piles on Dynamic Stiffness per Pile with Frequency

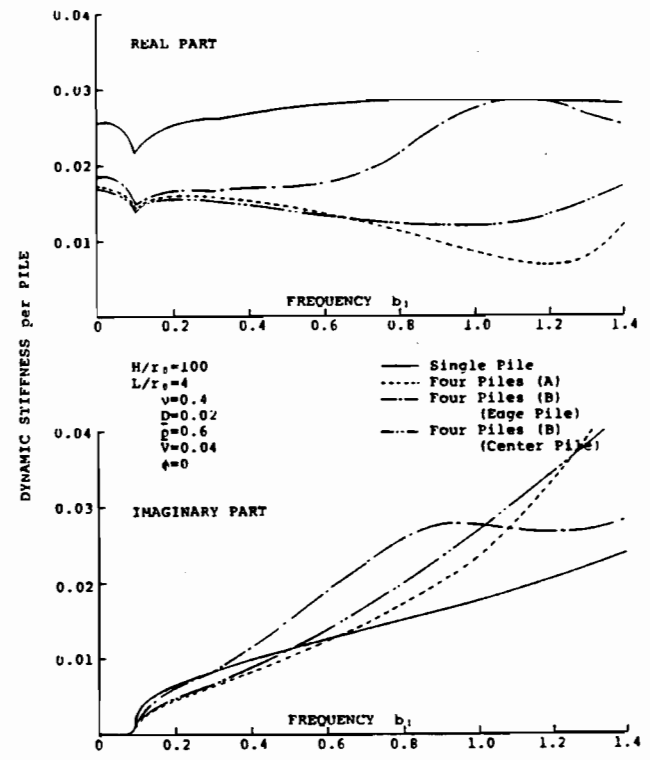


Fig. 4-18 Effect of Arrangement of Piles on Dynamic Stiffness per Pile with Frequency

(b) 杭に支持された剛体の応答

Fig.4-19に、第2章(2-49)式で求められる単杭および群杭(Fig.4-16 参照)に支持された剛体の変位応答を示す。ここで、杭1本あたりの負担質量は等しいとしている。なお、結果として示した図は第2章(2-47)式を用いることによって得られる無次元加振振動数 b_1 に対する剛体の無次元変位 w' であり、変位振幅と位相差を示している。

図からわかるように、地盤の1次固有振動数における共振のピークの大きさは、杭本数にかかわらず静的な値の1.25倍である。一方、杭本数が多くなるほど、地盤-杭-剛体連成系の共振によるピークが表れる振動数は低振動数側へ移行している。これは、Fig.4-17からもわかるように複素剛性における剛性が杭本数が増えるにしたがい低下していることに対応している。また、連成系の共振時における無次元変位振幅の値は、杭本数が多くなるほど小さくなる傾向を示している。これは、Fig.4-17における複素剛性の虚数部が杭本数の影響を受けず、杭本数の増加により大きな減衰効果が期待出来ることに対応しており、位相差からもわかるように杭本数が多くなるほど、逸散減衰が大きくなるためと考えられる。

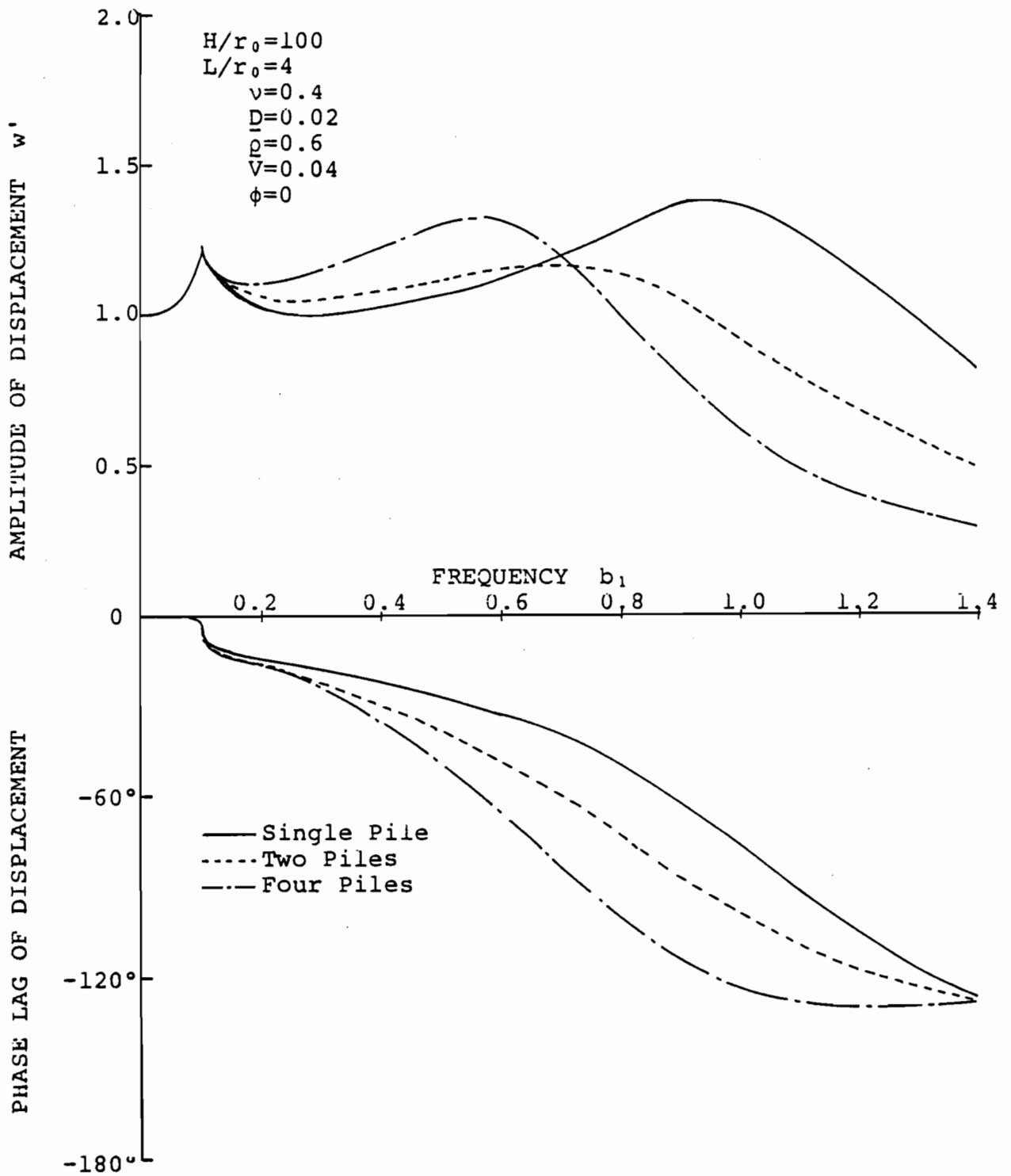


Fig. 4-19 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement of Footing Supported by Pile with Numbers of Piles

ii) 外力の位相差のある場合

Fig.4-5 に示した 2 本杭のそれぞれの杭頭に働く外力に位相差が $\phi = \pi$ の場合を考え、その時の群杭の振動特性の考察を行った。位相差が $\phi = \pi$ の時、それぞれの杭には逆位相の外力が作用していることになり、群杭はロッキング振動していると考えられる。

Fig.4-20 および Fig.4-21 に、杭間隔 (L/r_0) をパラメータとした時の杭-1 の杭頭における変位応答を示す。Fig.4-20 は $H/r_0 = 100$ 、Fig.4-21 は $H/r_0 = 50$ の場合における変位応答である。これらの応答曲線には、加振外力に位相差が無い場合と異なり、地盤の固有振動数における共振によるピークは表れていない。これは、加振外力の位相差が $\phi = \pi$ であるため、それぞれの外力による影響が打ち消されることによるものと考えられる。また、加振外力の位相差が $\phi = \pi$ であるため、地盤の 1 次固有振動数付近での位相差もなめらかに変化している。

地盤の 1 次固有振動数以上の振動数範囲において、 L/r_0 の影響が位相差が無い場合と同じように表れている。すなわち、杭間隔が広くなると、加振振動数に対する応答曲線の波動的な変動が、激しくなる。この傾向は、表層が浅くなるほど、あるいは地盤が軟らかくなるほど、顕著に表れている。

加振振動数 b_1 に対する杭頭における複素剛性を、杭間隔 (L/r_0) をパラメータとして、Fig.4-22 および Fig.4-23 に示す。Fig.4-22 は $H/r_0 = 100$ 、Fig.4-23 は $H/r_0 = 50$ の場合における複素剛性である。剛性は加振振動数と共に、波動的な変動を示しながら減少する。一方、減衰は、地盤の 1 次固有振動数付近で表れ、それ以後の振動数範囲では剛性と同様に加振振動数と共に波動的な変動を示しながら大きくなっている。この振動数に対する応答曲線の波動的な変動は、杭間隔が広くなるほど、激しくなる。この傾向は、表層地盤の層厚が小さくなるほど、あるいは地盤が軟らかくなるほど、顕著に表れる。

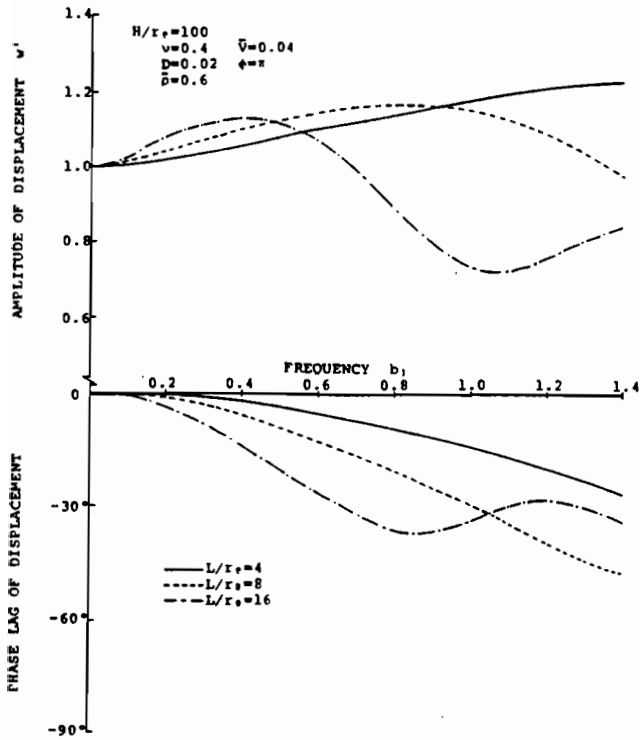


Fig. 4-20 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_0 .

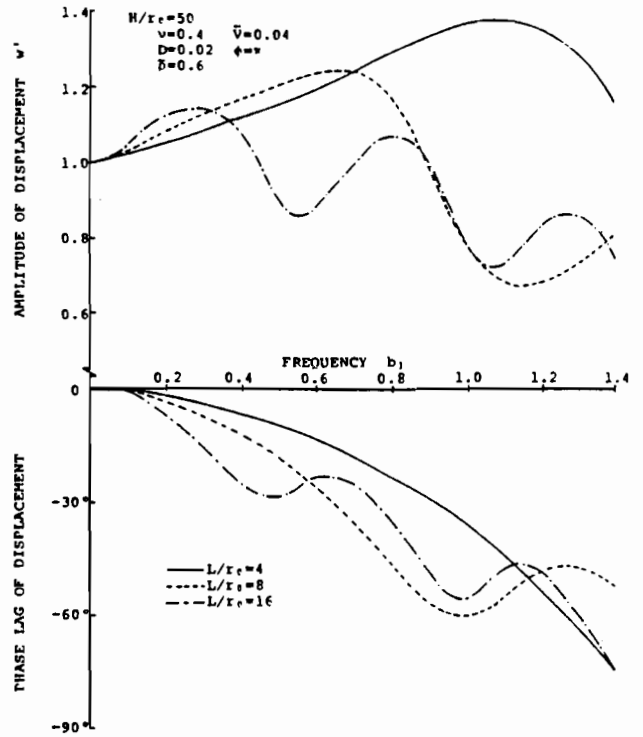


Fig. 4-21 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_0 .

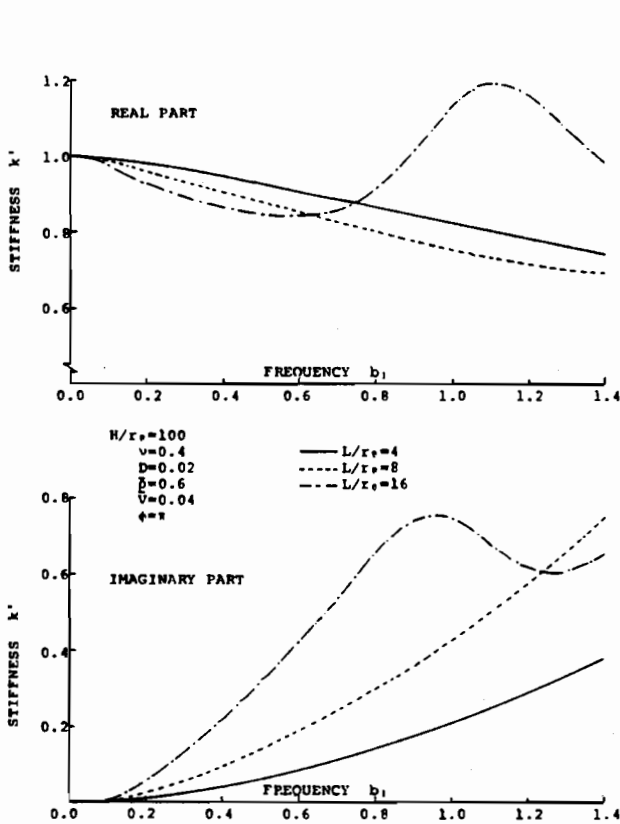


Fig. 4-22 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0 .

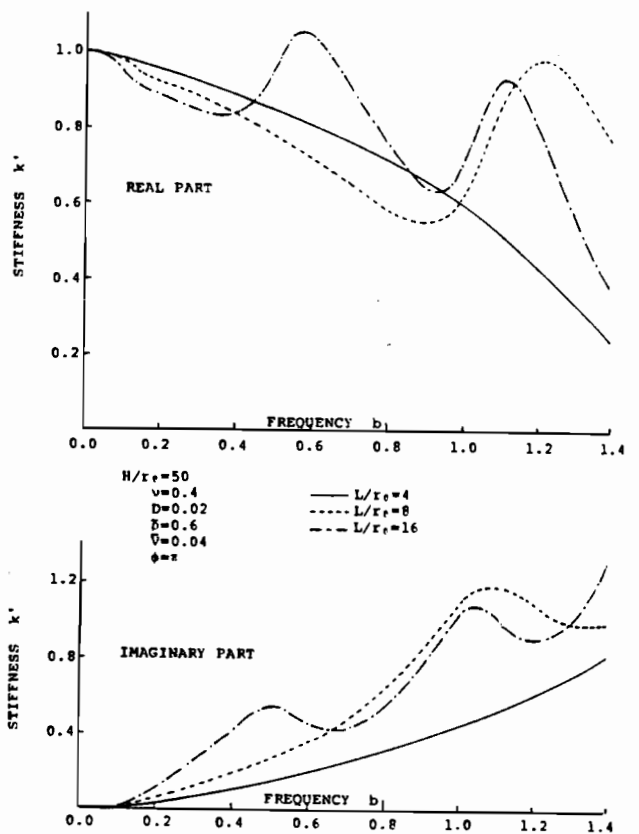


Fig. 4-23 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0 .

4-3 地盤の強制振動解を用いた振動解析

前節では、調和振動している地盤中に土柱を設定することにより、ある杭が振動する時の受動側の杭周地盤の抵抗力を評価し、群杭の振動解析を行った。本節では、地盤の強制振動解を導き、地盤を介して伝達される他の杭の振動による影響を含んだ群杭地盤の動抵抗係数を求め、その考察を行った。この動抵抗係数を用いると群杭-地盤連成系の振動解析は単杭の解法を応用することが可能となり、群杭の解析解が得られる。その数値解析では杭頭における変位応答および複素剛性を地盤および杭の性状値に関するパラメータに対して求め、群杭の振動特性の考察を行った。なお、解析上の杭および地盤に関する仮定は、前節と同じである。

4-3-1 地盤の動抵抗係数

i) 地盤の強制振動解

他の杭の振動による影響を含んだ地盤の動抵抗係数を求めるためには、地盤の強制振動解を求める必要がある。ここでは、地盤をFig.4-24に示すように分割して近似的に求めている。すなわち、地盤〔II〕は三次元の粘弾性地盤と考え、調和振動しているとする。一方、地盤〔I〕は杭と同じ径を持つ一次元の粘弾性体の土柱と考え、地表面において強制外力を受けているとする。

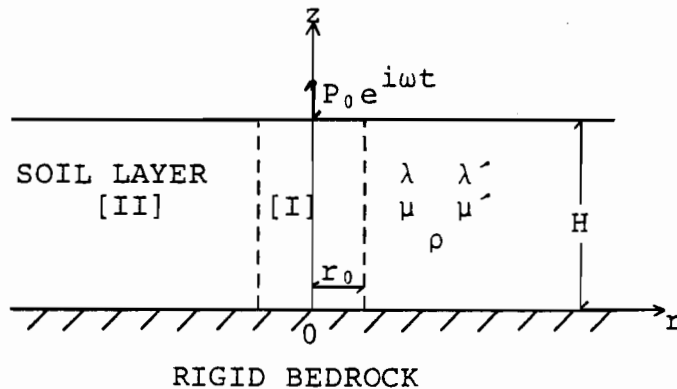


Fig. 4-24 Model of Soil Layer

調和振動している地盤〔II〕の鉛直変位振幅は、第2章(2-12)式と同様に次式のよう表される。

$$w_{II} = \sum_{n=1}^{\infty} A_n K_0 (\bar{q}_n \bar{r}) \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \quad \dots\dots (4-33)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \bar{h}_n &= \frac{\pi}{2} (2n-1), & \bar{r} &= \frac{r}{H}, & \bar{z} &= \frac{z}{H} \\ \bar{q}_n^2 &= \frac{\{\eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h]\} \bar{h}_n^2 - a_0^2}{1 + i D_h} \\ a_0 &= \frac{H}{V_s} \omega, & D_v &= \frac{\lambda'}{\lambda}, & D_h &= \frac{\mu'}{\mu} \\ \eta^2 &= \frac{\lambda + 2\mu}{\mu} = \frac{2(1-\nu)}{1-2\nu} = \frac{V_s^2}{V_l^2} \\ V_l &= \sqrt{[(\lambda + 2\mu) / \rho]}, & V_s &= \sqrt{[\mu / \rho]} \end{aligned} \quad \dots (4-34)$$

λ, μ : Lamé'の定数

λ', μ' : λ, μ に対応する粘性定数

ρ : 地盤の単位質量

i : 虚数単位 ($=\sqrt{-1}$)

V_l : 地盤の縦波速度

V_s : 地盤のせん断波速度

ω : 円振動数

D_v, D_h : 地盤の内部減衰定数

ν : 地盤のポアソン比

r, z : 水平, 鉛直方向の円筒座標

A_n : 未定定数

一方、地表面において強制調和振動外力を受けており、さらに周囲の地盤〔Ⅱ〕から動的抵抗力が作用している地盤〔Ⅰ〕の振動方程式は、次式の通りとなる。

$$\begin{aligned} \pi r_0^2 \rho \frac{\partial^2}{\partial t^2} (w_I e^{i\omega t}) - \\ \pi r_0^2 \mu \{ \eta^2 + i [D_v (\eta^2 - 2) + 2 D_h] \} \frac{\partial^2}{\partial z^2} (w_I e^{i\omega t}) \\ = P(z) e^{i\omega t} + P_r(z) e^{i\omega t} \end{aligned} \quad \dots (4-35)$$

ここに、

r_0 : 一次元粘弾性土柱の半径 (= 杭半径)

$P(z)$: 強制振動外力

$P_r(z)$: 地盤〔Ⅱ〕からの動的抵抗力

(4-35) 式の解を次のように仮定する。

$$w_I = \sum_{n=1}^{\infty} C_n \sin(h_n z) \quad \text{----- (4-36)}$$

ここに、

C_n : 複素未定定数

また、地盤〔Ⅱ〕の動的抵抗力 $P_f(z)$ は、第2章(2-20)式より次のように表される。

$$P_f(z) = -\sum_{n=1}^{\infty} \alpha_n C_n \sin(h_n z) \quad \text{----- (4-37)}$$

さらに、強制振動外力を z 方向に $\sin(h_n z)$ で Fourier 級数展開を行うと、次式のように表される。

$$P(z) = \frac{2P_0}{H} \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \sin(h_n z) \quad \text{----- (4-38)}$$

(4-35) 式に (4-36) 式、(4-37) 式および (4-38) 式を代入することによって地盤〔Ⅰ〕の鉛直変位振幅は次のように求まる。

$$w_I = \frac{2P_0}{\pi \mu H} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n-1}}{\bar{r}_0^2 (1+iD_h) \bar{q}_n^2 + 2\bar{\alpha}_n} \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \quad \text{----- (4-39)}$$

ここで、

$$\bar{r}_0 = \frac{r_0}{H}, \quad \bar{\alpha}_n = \frac{\alpha_n}{2\pi\mu} = \bar{r}_0 (1+iD_h) q_n \frac{K_1(\bar{q}_n \bar{r}_0)}{K_0(\bar{q}_n \bar{r}_0)} \quad \text{----- (4-40)}$$

いま、地盤〔Ⅰ〕と〔Ⅱ〕は密着していると考えているので、その境界において変位は等しくなければならない。すなわち、次式が常に成り立つ。

$$w_I(z) = w_{II}(r_0, z) \quad \text{----- (4-41)}$$

(4-41) 式に、(4-34) 式および (4-39) 式を代入すると (4-34) 式における未定定数 A_n は、次のように決定される。

$$A_n = \frac{2P_0}{\pi \mu H} \cdot \frac{(-1)^{n-1}}{\bar{r}_0^2 (1+iD_h) \bar{q}_n^2 + 2\bar{\alpha}_n} \cdot \frac{1}{K_0(\bar{q}_n \bar{r}_0)} \quad \text{----- (4-42)}$$

したがって、地表面において強制振動を与えた場合の地盤の鉛直変位振幅 w およびせん断応力振幅 τ_{rz} は、次式のように求まる。

$$w = \frac{2 P_0}{\pi \mu H} \sum_{n=1}^{\infty} B_n \frac{K_0(\bar{q}_n \bar{r})}{K_0(\bar{q}_n \bar{r}_0)} \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \quad \dots\dots (4-43)$$

$$\tau_{rz} = - \frac{2 P_0 (1 + i D_h)}{\pi H^2} \sum_{n=1}^{\infty} B_n \bar{q}_n \frac{K_1(\bar{q}_n \bar{r})}{K_0(\bar{q}_n \bar{r}_0)} \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \quad \dots\dots (4-44)$$

ここで、

$$B_n = \frac{(-1)^{n-1}}{\bar{r}_0^2 (1 + i D_h) \bar{q}_n^2 + 2 \bar{\alpha}_n} \quad \dots\dots (4-45)$$

ii) 地盤の動抵抗係数

Fig.4-25に示すように、地表面上のN点に鉛直に加振外力 $P_j \exp [i(\omega t - \phi_j)]$ ($j = 1, 2, \dots, N$) が作用している場合を考える。地盤を粘弾性体と考えているので、 j 点の杭周面に相当する点での地盤の鉛直変位振幅 w_j および地盤抵抗力 P_{rj} は、 P_j がそれぞれ独立に地盤を単一加振する時の解 (4-43) 式および (4-44) 式を重ね合わせることによって次式のように得ることができる。

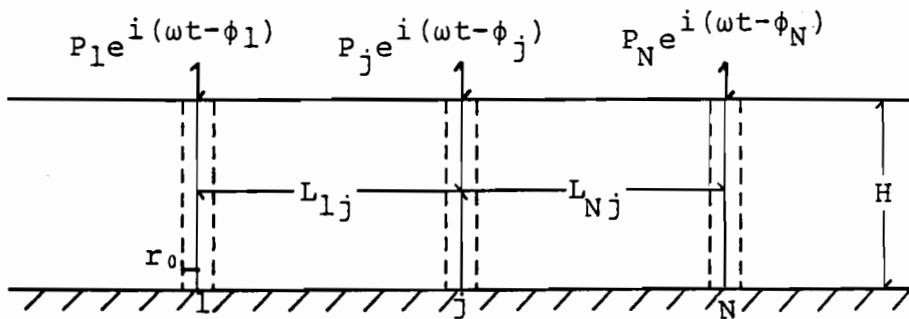


Fig. 4-25 Model of Soil Layer

$$w_j = \frac{P_0}{\pi \mu H} \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{k=1}^N B_n \frac{P_k K_0(\bar{q}_n \bar{L}_{kj})}{K_0(\bar{q}_n \bar{r}_0)} e^{i(\phi_k - \phi_j)} \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \quad \dots\dots (4-46)$$

$$P_{rj} = - \frac{4 \bar{r}_0 (1 + i D_h)}{H}$$

$$\sum_{n=1}^{\infty} \sum_{k=1}^N B_n \bar{q}_n \frac{P_k K_1(\bar{q}_n \bar{L}_{kj})}{K_0(\bar{q}_n \bar{r}_0)} e^{i(\phi_k - \phi_j)} \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \quad \dots\dots (4-47)$$

ここで、

$$\bar{L}_{kj} = L_{kj} / H \quad \dots\dots (4-48)$$

L_{kj} : k 点から j 点までの距離

但し、 $k = j$ の時 $L_{kj} = r_0$

ϕ_j : 加振外力のもつ位相差

なお、(4-46) 式および (4-47) 式において j 点以外の加振外力による鉛直変位および抵抗力は、 j 杭に相当する地盤の中心位置における値で近似している。

j 杭の杭周地盤の鉛直変位振幅と地盤抵抗力を関係づける地盤の動抵抗係数 α_j を、次式のように定義する。

$$P_{rj} = \alpha_j w_j \quad \dots\dots (4-49)$$

(4-49) 式に (4-46) 式および (4-47) 式を代入することによって、 n 次の地盤の動抵抗係数 α_{nj} が、次式で求まる。

$$\alpha_{nj} = 2 \pi \mu \bar{r}_0 (1 + i D_h) \bar{q}_n \frac{\sum_{k=1}^N P_k K_1(\bar{q}_n \bar{L}_{kj}) \exp(-i \phi_k)}{\sum_{k=1}^N P_k K_0(\bar{q}_n \bar{L}_{kj}) \exp(-i \phi_k)} \quad \dots\dots (4-50)$$

さらに、無次元動抵抗係数 $\bar{\alpha}_{nj}$ は、

$$\alpha_{nj} = 2 \pi \mu \bar{\alpha}_{nj} \quad \dots\dots (4-51)$$

より、次のように表される。

$$\bar{\alpha}_{nj} = \bar{r}_0 (1 + i D_h) \bar{q}_n \frac{\sum_{k=1}^N P_k K_1(\bar{q}_n \bar{L}_{kj}) \exp(-i \phi_k)}{\sum_{k=1}^N P_k K_0(\bar{q}_n \bar{L}_{kj}) \exp(-i \phi_k)} \quad \dots\dots (4-52)$$

この (4-52) 式において、 $N = 1$ すなわち単杭の場合を考えると、

$$\begin{aligned} \bar{\alpha}_{n1} &= \bar{r}_0 (1 + i D_h) \bar{q}_n \frac{P_1 K_1(\bar{q}_n \bar{L}_{11}) \exp(-i \phi_1)}{P_1 K_0(\bar{q}_n \bar{L}_{11}) \exp(-i \phi_1)} \\ &= \bar{r}_0 (1 + i D_h) \bar{q}_n \frac{K_1(\bar{q}_n \bar{r}_0)}{K_0(\bar{q}_n \bar{r}_0)} \quad \dots\dots (4-53) \end{aligned}$$

となり、第2章 (2-22) 式に一致する。

iii) 動抵抗係数の特性

群杭地盤の動抵抗係数は、(4-50)式からわかるように、表層地盤のせん断剛性 (μ)、内部減衰定数 (D_v, D_h)、ポアソン比 (ν)、層厚と杭半径との比 (H/r_0)、杭間隔と杭半径との比 (L/r_0)、外力の大きさと位相差 (P_k, ϕ_k)、杭本数 (N)、加振振動数 (a_0) および次数 (n) によって決定される。

この地盤の動抵抗係数の考察を、Fig.4-26に示す地表面上の2地点に加振外力が作用している場合について行った。地盤の動抵抗係数は、地盤が複素剛性を持つ形で表されているので、複素形式で表される。その実数部は剛性、虚数部は減衰を示している。

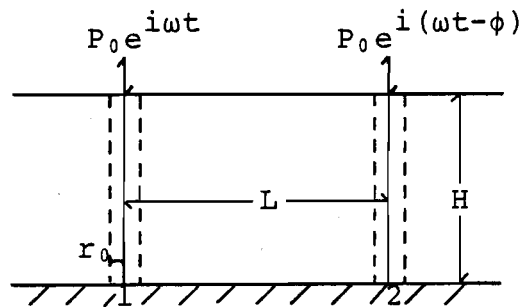


Fig. 4-26 Model of Soil Layer for Numerical Analysis

Fig.4-27に、加振振動数 \bar{a}_1 に対する各次数の $\bar{\alpha}_{n1}$ を示す。 \bar{a}_1 は表層地盤の1次固有振動数に対する比で与えられる無次元加振振動数である。数値解析に用いた諸定数は図中に示した通りであるが、地盤の内部減衰定数は $D_v = D_h = D = 0.02$ と仮定した。固有振動数は、 $\bar{a}_1 = 1, 3, 5, \dots$ であるが、剛性および減衰は、固有振動数を境にして異なった傾向を示している。固有振動数より低い振動数範囲では、剛性は次数によってかなり違っており、次数が高いほど大きな値を示している。また、剛性は固有振動数付近で急激な落ち込みを示しており、加振振動数が表層地盤の固有振動数と一致する時、その値は最小となっている。また、減衰は振動数に無関係でほぼゼロであり、逸散減衰よりむしろ内部減衰で決まっている。一方、固有振動数より高い振動数領域では、他の杭の振動による波動が伝播されるため、剛性は振動数に対し周期的な変動を示す。また、減衰は周期的な変動を示しながら、加振振動数と共に大きくなっている。

Fig.4-28に、杭間隔 (L) をパラメータとした場合における1次の動抵抗係数 $\bar{\alpha}_1$ を単杭のそれと共に示す。剛性および減衰は、1次固有振動数を境にして異なった傾向を示している。1次固有振動数以下の振動数領域では、波動の伝播がないため杭間隔が大きくなるほど、剛性は単杭に近づく傾向を示す。なお、減衰はほぼゼロである。一方、1次固有

振動数以上の振動数範囲では、他の杭から放射される波動が周期的に作用することによる影響が表れている。すなわち、剛性および減衰の振動数に対して示す変動が、杭間隔が大きければ激しくなり、杭間隔が小さければ緩やかになる傾向を示す。

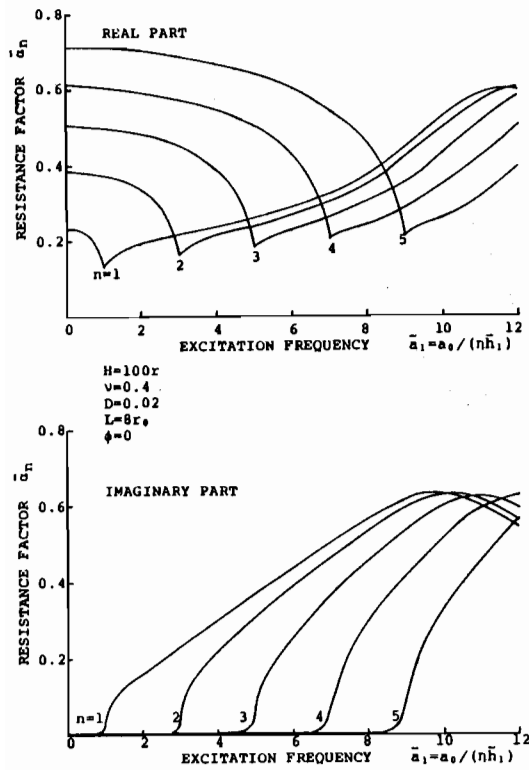


Fig. 4-27 Resistance Factor $\bar{\alpha}_n$ vs. Excitation Frequency for Various Modes n

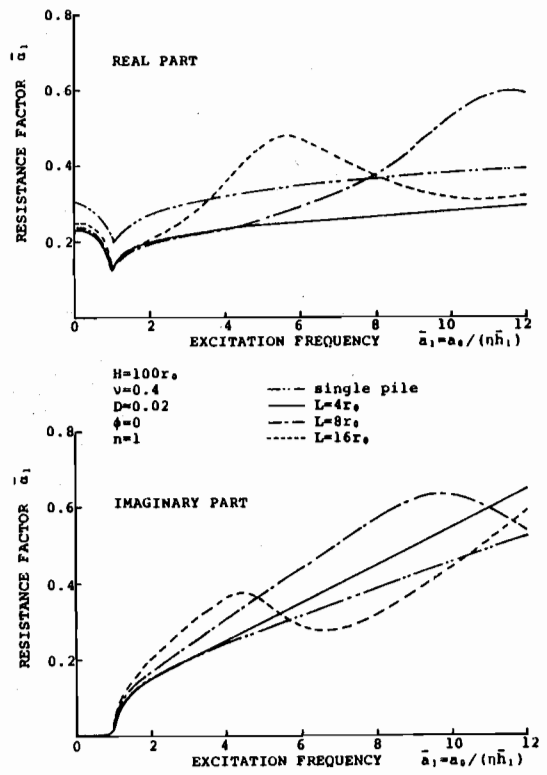


Fig. 4-28 Effect of Distance between Piles L/r_0 on Resistance Factor $\bar{\alpha}_1$ in First Mode with Excitation Frequency

4-3-2 杭-地盤系の振動方程式とその解

Fig.4-29に示すようにN本の同材質、同杭径および同断面積の杭が地盤に鉛直に貫入され、それぞれの杭頭において鉛直に調和外力 $P_j \exp [i(\omega t - \phi_j)]$ ($j=1, 2, \dots, N$) が作用している場合を考える。前項において地盤を介して伝達される他の杭の振動による影響を含んだ群杭地盤の動抵抗係数を求めているので、群杭-地盤連成系の振動解析に単杭の解法を応用することが可能になる。したがって、 j 杭に着目すると、その振動方程式は次式の通りとなる。

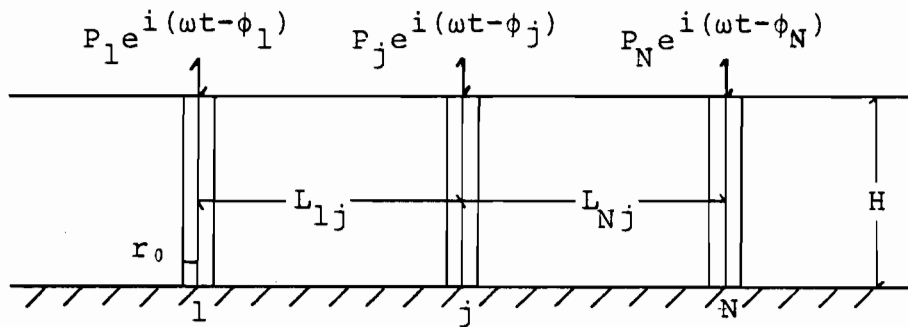


Fig. 4-29 Model of Pile-Soil-Pile System

$$\begin{aligned}
 -M_P \frac{\partial^2}{\partial t^2} (w_{Pj} e^{i(\omega t - \phi_j)}) + E_{PC} S \frac{\partial^2}{\partial z^2} (w_{Pj} e^{i(\omega t - \phi_j)}) \\
 = -P_{rj}(z) e^{i(\omega t - \phi_j)} \quad \dots \quad (4-54)
 \end{aligned}$$

ここで、

$$E_{PC} = E_P (1 + i D_P) \quad \dots \quad (4-55)$$

M_P : 杭の単位長さ当りの質量

E_P : 杭のヤング係数

D_P : 杭の内部減衰定数

S : 杭の断面積

w_{Pj} : 杭の鉛直変位振幅

$P_{rj}(z)$: j 杭の杭周面に働く地盤抵抗力

ϕ_j : 外力の位相差

また、地盤の抵抗力 $P_{rj}(z)$ は第2章(2-20)式における動抵抗係数に(4-50)式を代入し、 n のサブパラメータ m を用いると次のように表される。

$$P_{rj}(z) = -\sum_{m=1}^{\infty} \alpha_{mj} w_{mj} \sin(h_m z) \quad \dots \quad (4-56)$$

ここで、 w_{mj} は杭周地盤の m 次の未知鉛直変位振幅である。

(4-54)式に(4-56)式を代入し、境界条件として1) $z=0: w_{pj}=0$, 2) $z=H: E_{pc}S(dw_{pj}/dz)=P_j$ を与え、さらに、杭が周囲の地盤と完全に密着して定常振動しているという仮定を考慮すると、 j 杭の鉛直変位振幅は、第2章における単杭の振動方程式の解法を用いて、次式のように得られる。

$$w_{pj} = \frac{P_j r_0}{E_{pc} S} \bar{w}_{pj} \quad \text{..... (4-57)}$$

ここで、 \bar{w}_{pj} は無次元鉛直変位振幅であり次式のように表される。

$$\bar{w}_{pj} = \frac{2}{r_0} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n-1}}{h_n^2 - \lambda^2 + \gamma \alpha_{nj}} \sin(\bar{h}_n \bar{z}) \quad \text{..... (4-58)}$$

すなわち、第2章(2-42)式における α_n を α_{nj} に置き換えた形となる。なお、上式には(4-29)式および(4-52)式に示す無次元量を用いている。

また、杭頭における杭-地盤系の複素剛性 k_{pj} は無次元複素剛性 \bar{k}_{pj} を用いて、次式のように表すことができる。

$$k_{pj} = \frac{E_{pc} S}{r_0} \bar{k}_{pj} \quad \text{..... (4-59)}$$

ここで、

$$\bar{k}_{pj} = r_0 / \left(2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{h_n^2 - \lambda^2 + \gamma \alpha_{nj}} \right) \quad \text{..... (4-60)}$$

各杭と地盤の共振状態は、(4-58)式より $h_n^2 - \lambda^2 + \gamma \alpha_{nj} = 0$ の時に起こる。したがって、杭-地盤系の固有振動数はこの式を満足する a_0 を求めればよいことになる。

4-3-3 杭の振動特性に関する考察

地盤性状および杭性状に関するパラメータおよび加振振動数に定数値を与え、(4-57)式および(4-59)式より求められる群杭の杭頭における変位応答および複素剛性より、群杭の振動特性に関する考察を行った。なお、地盤性状および杭性状に関するパラメータとしては(4-58)式より以下の無次元量が考えられる。

H/r_0 : 表層地盤の層厚(支持杭では杭長)と杭半径との比

ν : 地盤のポアソン比

D : 地盤の内部減衰定数 ($= D_v = D_h$)

$\bar{\rho}$: 地盤と杭との質量比

\bar{V} : 地盤と杭との剛性比に相当する地盤のせん断波速度と杭の縦波速度との波動速度比

D_p : 杭の内部減衰定数

L/r_0 : 杭間隔と杭半径との比

P_j : 杭頭に作用する加振外力の振幅

ϕ : 杭頭に作用する加振外力の位相差

N : 杭本数

また、群杭では上記のパラメータ以外に杭の配置も大きな影響要素と考えられる。

結果として、第2章(2-47)式の関係を用いることによって得られる無次元加振振動数 b_1 に対する杭頭における無次元変位 w' および無次元複素剛性 k' を図示した。数値解析に用いたパラメータの値は、図中に示した通りであるが、杭の内部減衰定数は $D_p = 0.0$ とし杭は弾性体として取り扱った。なお、無限級数の項数は20とした。変位応答のグラフでは振幅と位相差が示されており、複素剛性では実数部は剛性、虚数部は減衰を表している。また、考察は外力に位相差のない場合とある場合について行った。

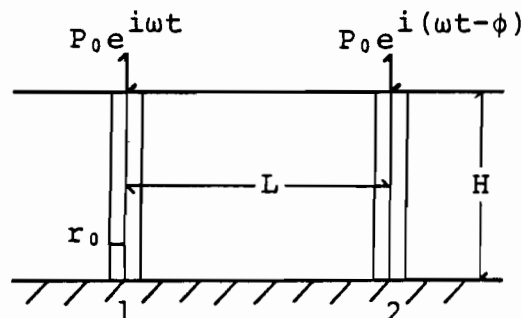


Fig. 4-30 Model of 2-Pile System for Numerical Analysis

i) 外力に位相差のない場合

群杭の代表として、Fig.4-30に示すような2本杭のそれぞれの杭頭において同じ振幅を持つ調和外力が働いている場合を考える。この場合、杭-1と杭-2は同じ挙動を示すので、2本杭の振動特性を杭-1の応答結果でもって考察した。

杭間隔と杭半径との比 (L/r_0) をパラメータとした時の変位応答をFig.4-31~Fig.4-34に示す。Fig.4-31およびFig.4-32は $H/r_0 = 100$, Fig.4-33およびFig.4-34は $H/r_0 = 50$ の場合の変位応答であり、それぞれ異なる波動速度比 (\bar{V}) に対して示している。これらの図に示した変位応答曲線には一般に2つのピークが存在する。最初のピークは地盤の固有振動数に対する共振によるものであり、もう1つのピークは群杭-地盤系の連成によって生じる共振によるものである。地盤の共振によるピークは明らかであるが、群杭-地盤系の共振によるピークは図に示した振動数範囲では表れていない。これは、杭間の相互作用を考慮した群杭-地盤系の固有振動数が、杭体自身の1次固有振動数より高いためと考えられる。地盤の固有振動数に対する共振によるピークは、1次固有振動数に加振振動数が一致した時に最も明らかに表れており、その時の変位振幅は静的な場合の1.2~1.4倍の値を示す。また、2次以降の高次のピークについては、 H/r_0 あるいは \bar{V} が大きい場合、すなわち杭が細長く、地盤が硬い場合にピークが表れている。なお、位相差は地盤の1次固有振動数より低い振動数領域では、ほぼゼロであるが、それ以上の振動数範囲では進行波による逸散減衰が生じるため、振動数と共に大きくなっている。

Fig.4-31~Fig.4-34からわかるように、 L/r_0 が大きくなるほど地盤の固有振動数における応答の変化が大きくなっている。これは、杭間隔が広がるほど杭が地盤の影響を大きく受けていることを示していると考えられる。また、地盤の1次固有振動数より高い振動数範囲では、これらの応答曲線は振動数に対して波動的な変化を示している。この波動的な変化は、杭間隔が広がると地盤の1次固有振動数以後すぐ表れており、その振動数依存性は強くなっている。これは、杭-1に対して杭-2より放射される波動が周期的に作用するために生じるものである。なお、この傾向は、表層が浅くなるほど、また地盤が軟らかくなるほど、顕著に表れており、振動数に対する波動的な変動が激しくなっている。

Fig.4-35~Fig.4-38に、杭間隔と杭半径との比 (L/r_0) をパラメータとした時の複素剛性を、それぞれ異なる H/r_0 および \bar{V} に対して示す。剛性は、地盤の1次固有振動数付近まで大きく減少し、それ以上の振動数範囲では加振振動数に対して波動的な変化を

示している。また、減衰は、この共振点付近で急激に表れ、加振振動数が高くなるにつれて、波動的な変化を示しながら大きくなっている。なお、この減衰は、逸散エネルギーによる所が大であると考えられる。さらに、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲において剛性および減衰の示す波動的な変化は、杭間隔が広がるほど激しくなる。この傾向は、表層が浅くなるほど、あるいは地盤が軟らかくなるほど、顕著に表れている。

ii) 外力の位相差のある場合

Fig.4-30に示した2本杭のそれぞれの杭頭に働く外力に位相差が $\phi = \pi$ の場合を考え、その時の群杭の振動特性の考察を行った。位相差が $\phi = \pi$ の時、それぞれの杭には逆位相の外力が作用していることになり、群杭はロッキング振動していると考えられる。

Fig.4-39およびFig.4-40に、杭間隔 (L/r_0) をパラメータとした時の杭-1の杭頭における変位応答を示す。Fig.4-39は $H/r_0 = 100$ 、Fig.4-40は $H/r_0 = 50$ の場合における変位応答である。これらの応答曲線には、加振外力に位相差が無い場合と異なり、地盤の固有振動数における共振によるピークは表れていない。これは、加振外力の位相差が $\phi = \pi$ であるため、それぞれの外力による影響が打ち消されることによるものと考えられる。また、加振外力の位相差が $\phi = \pi$ であるため、地盤の1次固有振動数付近での位相差もなめらかに変化している。

地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲において、 L/r_0 の影響が位相差が無い場合と同じように表れている。すなわち、杭間隔が広がると、加振振動数に対する応答曲線の波動的な変動が、激しくなる。この傾向は、表層が浅くなるほど、あるいは地盤が軟らかくなるほど、顕著に表れている。

加振振動数 b_1 に対する杭頭における複素剛性を、杭間隔 (L/r_0) をパラメータとして、Fig.4-41およびFig.4-42に示す。Fig.4-41は $H/r_0 = 100$ 、Fig.4-42は $H/r_0 = 50$ の場合における複素剛性である。剛性は加振振動数と共に、波動的な変動を示しながら減少する。一方、減衰は、地盤の1次固有振動数付近で表れ、それ以後の振動数範囲では剛性と同様に加振振動数と共に波動的な変動を示しながら大きくなっている。この振動数に対する応答曲線の波動的な変動は、杭間隔が広がるほど、表層地盤の層厚が小さくなるほど、あるいは地盤が軟らかくなるほど、激しくなる。

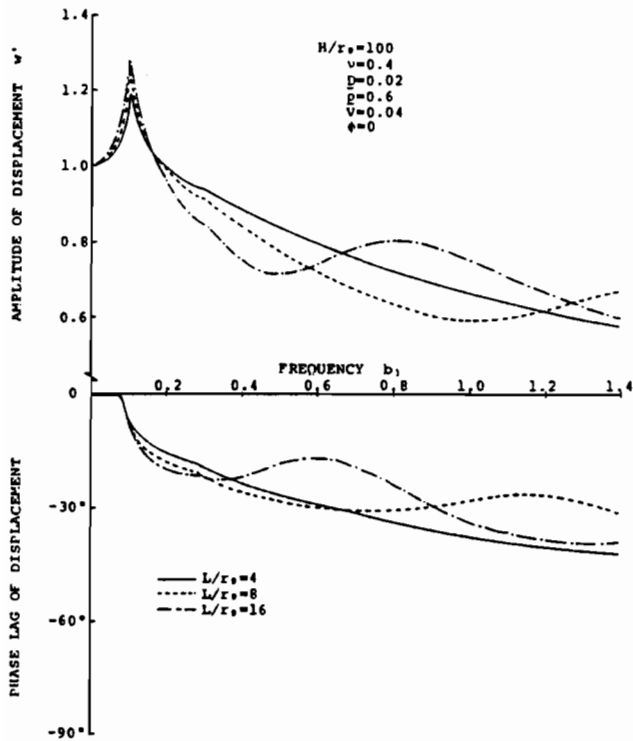


Fig. 4-31 Variations of Frequency response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_0

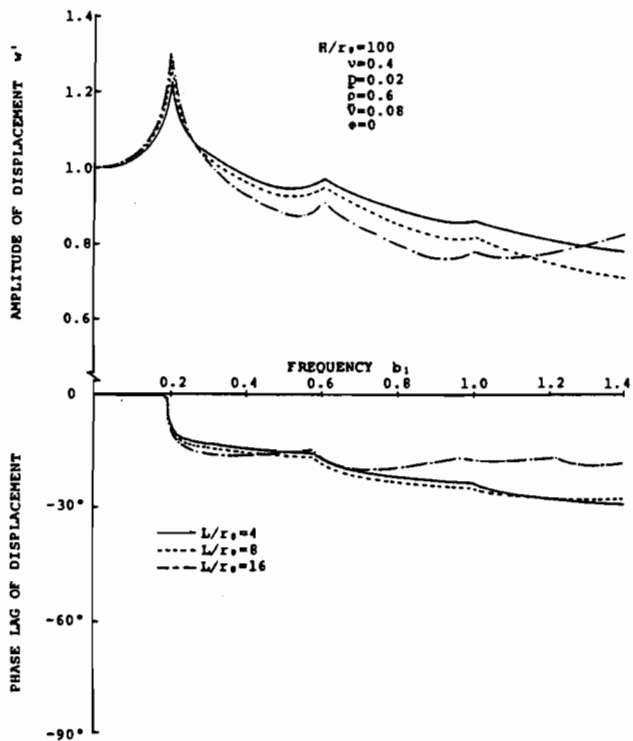


Fig. 4-32 Variations of frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_0

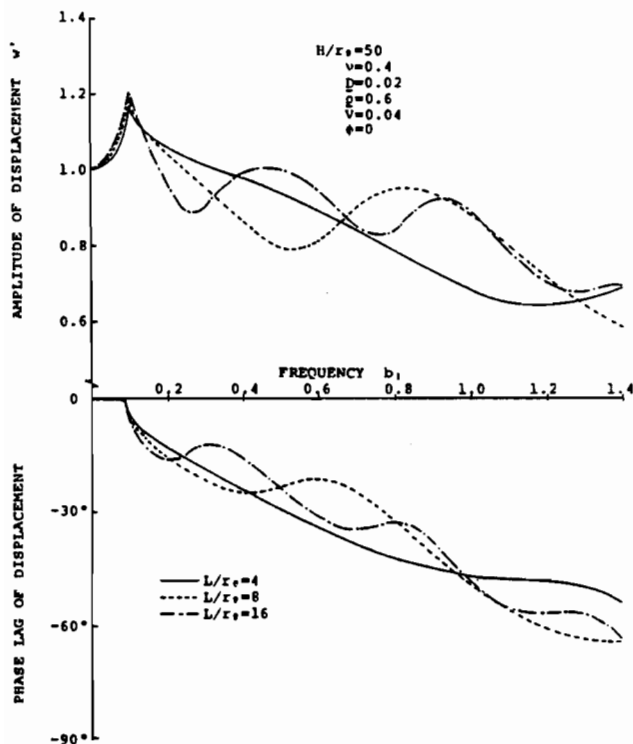


Fig. 4-33 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_0

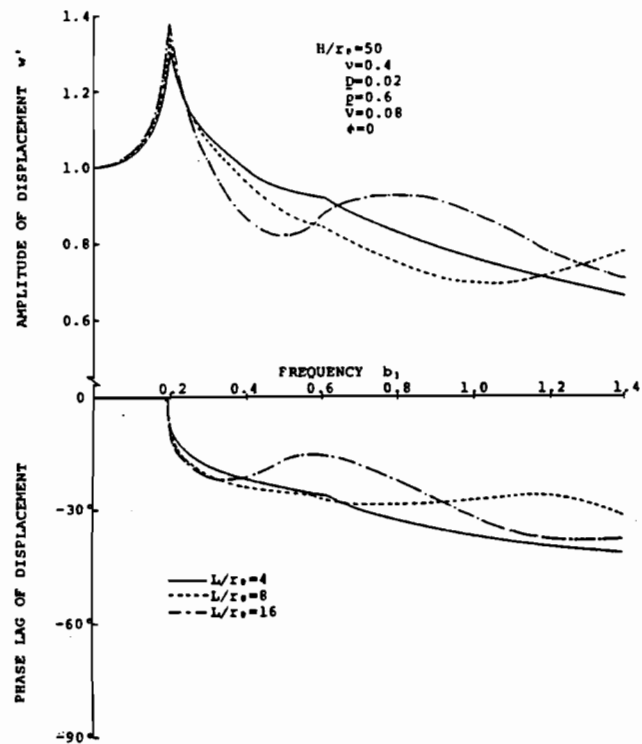


Fig. 4-34 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_0

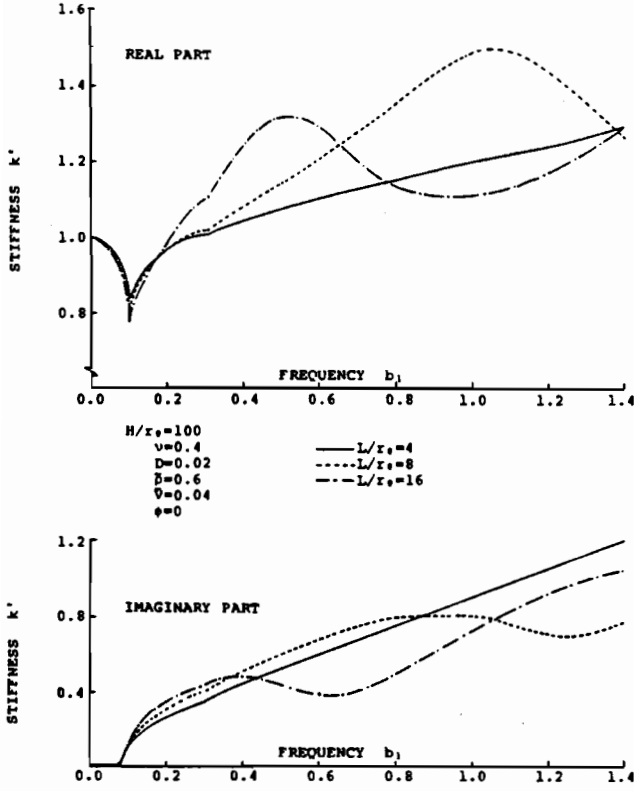


Fig. 4-35 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0

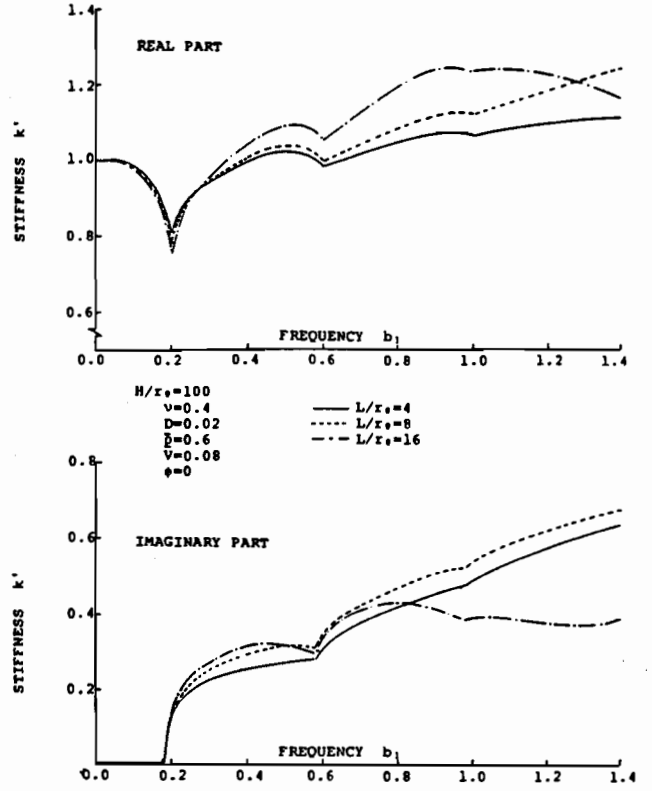


Fig. 4-36 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0

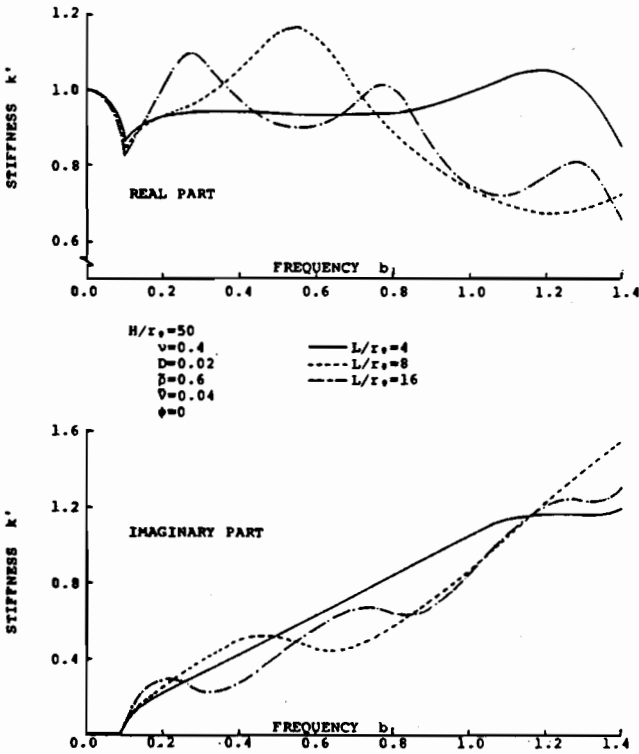


Fig. 4-37 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0

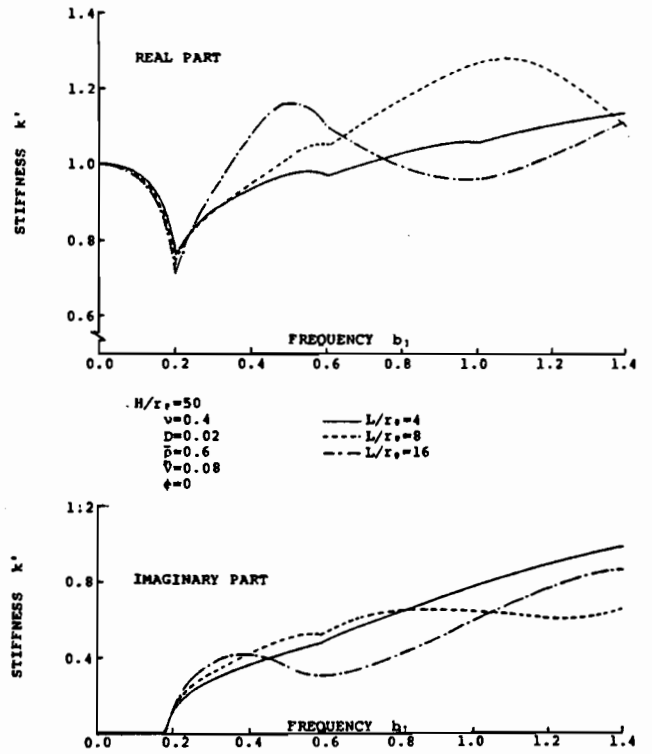


Fig. 4-38 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0

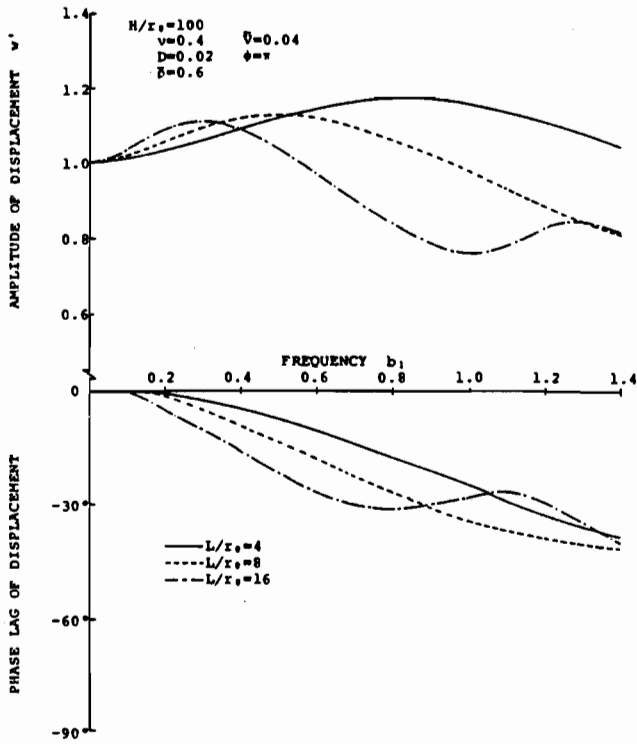


Fig. 4-39 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_0

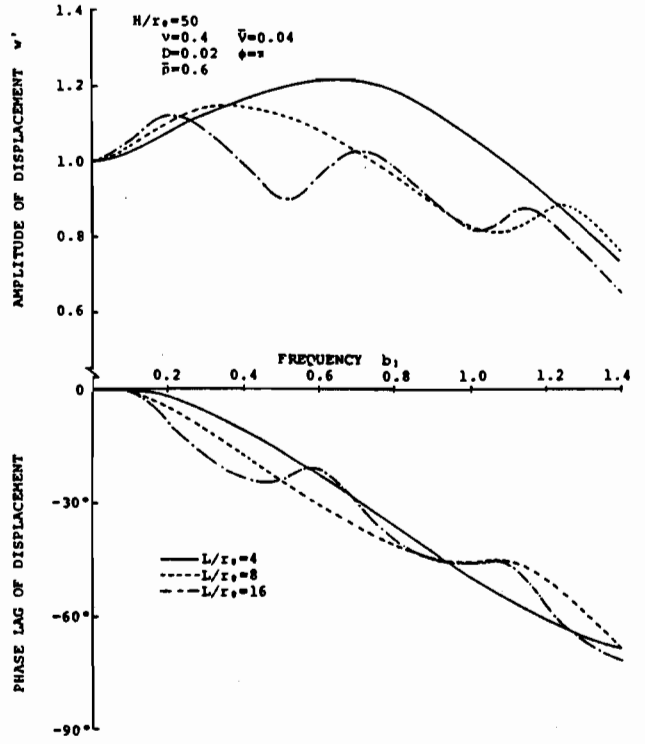


Fig. 4-40 Variations of Frequency Response of Amplitude and Phase Lag of Displacement with Distance between Piles L/r_0

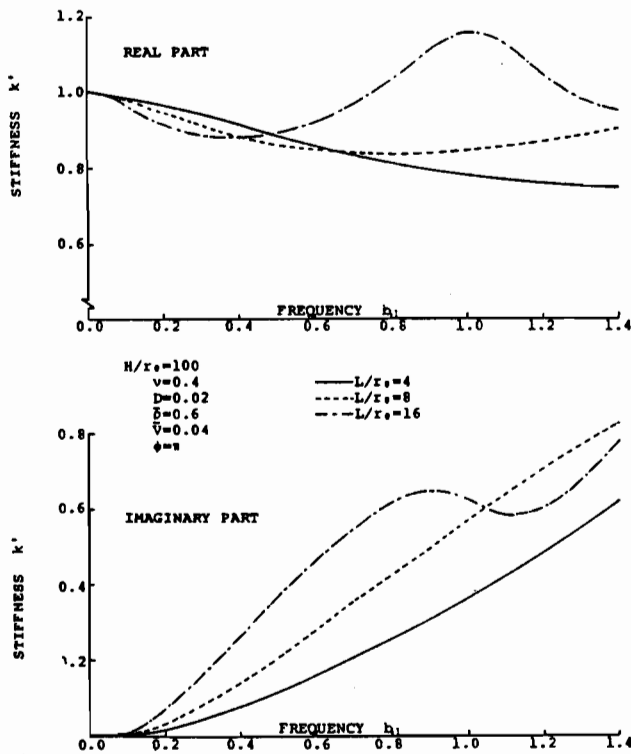


Fig. 4-41 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0

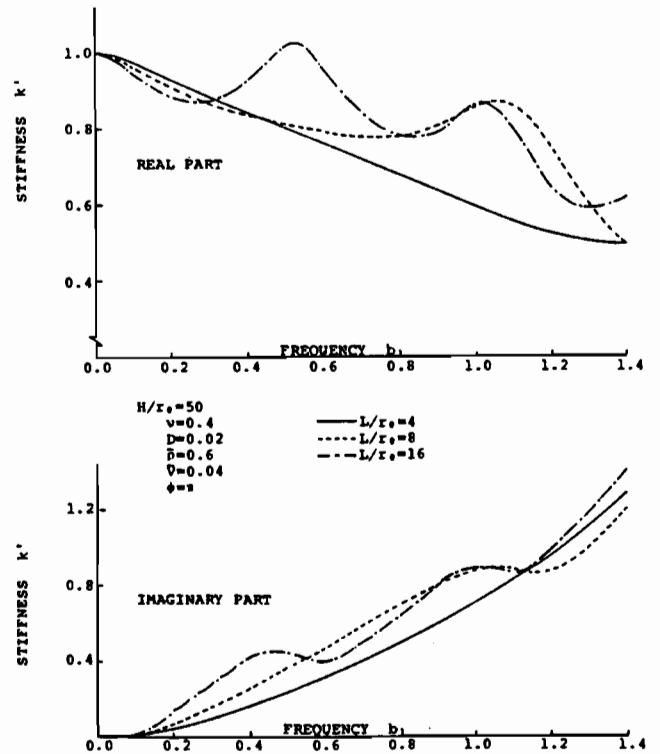


Fig. 4-42 Variations of Complex Stiffness of Pile vs. Frequency with Distance between Piles L/r_0

iii) 提案した2つの解析手法の比較

Fig.4-43では、本章で提案した杭-地盤-杭の動的相互作用を考慮した群杭の解析手法の比較を行っている。解析では、図中に示した1層地盤に貫入された2本杭の杭頭剛性を無次元加振振動数 $a'_0 = \omega r_0 / V_s$ に対して求めている。振動数が高くなると実数部および虚数部とも差異が見られるものの、両者は良い対応を示している。また、計算機が演算に要する時間も、ほぼ同じであり、群杭の基本的な振動特性を把握するうえで両手法とも有用であると考えられる。なお、堯天, 水畑ら⁽⁴⁻⁶⁴⁾は受動側の杭周条件を厳密に評価した解との比較を行っており、前節(4-2)で示した手法が、現象をより合理的に表すことを指摘している。

なお、同図にはNogami⁽⁴⁻⁵⁶⁾による平面歪条件での解も示されている。全て弾性波動論に基づいた解析手法であるが、群杭地盤の抵抗力の評価が異なることによる影響が、高振動数範囲で表れている。しかし、これらの差異が構造物の応答に与える影響は、小さいと思われる。

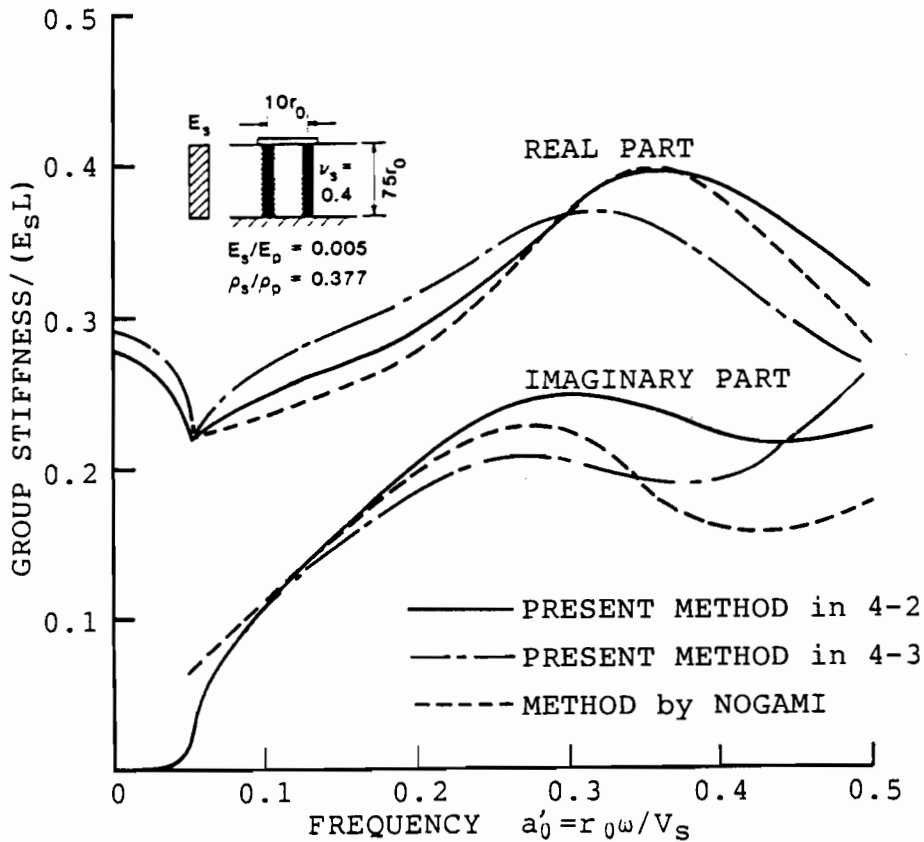


Fig.4-43 Comparison of Complex Stiffness of Pile obtained by Different Methods in Cp.4 with Frequency

4-4 まとめ

杭の鉛直振動における群杭と地盤の相互作用に関する解析を、杭間相互の動的な連成効果を考慮した二通りの解析手法を用いて行った結果、群杭の振動特性について次のようなことが明らかとなった。

- 1) 杭頭における変位応答および複素剛性から考察した群杭の振動特性は、表層地盤の層厚と杭半径との比 (H/r_0)、杭間隔と杭半径との比 (L/r_0)、地盤と杭との波動速度比 (\bar{V})、地盤と杭との質量比 ($\bar{\rho}$)、地盤の内部減衰定数 (D)、ポアソン比 (ν)、加振外力の振幅と位相差 (P, ϕ)、加振振動数 (a_0) および杭の本数とその配置によって支配されている。
- 2) 群杭の振動特性は、地盤の1次固有振動数を境にして異なる傾向を示す。すなわち、地盤の1次固有振動数以下の振動数領域では隣接杭からの波動が生じないため、群杭の振動特性は、杭間隔が大きくなるにしたがい単杭のそれに近づく。一方、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲では隣接杭からの放射される波動の影響が大きくなり、群杭の応答は単杭の応答を中心として振動数に対して周期的な変動を示す。この周期的な変動は、杭間隔と伝播速度に依存しており、杭間隔が広がるほど振動数に対する応答の変動が激しくなる。このような傾向は、表層地盤の層厚が小さくなるほど、また地盤が軟らかくなるほど顕著に表れる。
- 3) 動的な群杭効果は、杭間隔と加振振動数の影響を大きく受ける。すなわち、群杭と単杭との複素剛性の比は、静的な場合と異なり杭間隔と共に波動的な変化を示しながら1に近づく。なお、この変化の様相は実数部より虚数部の方が著しい。
- 4) 群杭の杭本数が多くなると、杭1本当たりの複素剛性の実数部は単杭に比べ低下するが、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲における虚数部は低下が見られず大きな減衰効果が期待される。
- 5) 杭頭と同じ外力を作用させた場合、群杭の配置による影響は高振動数範囲で表れる。すなわち、群杭の端に位置する杭は中央の杭とは異なる挙動を示す。
- 6) 杭1本あたりの負担質量を等しくした時の単杭および群杭に支持された剛体の変位応答において、地盤の1次固有振動数における共振のピークの大きさは、杭本数にかかわらず静的な値の約1.25倍である。一方、杭本数が多くなるほど、地盤-杭-剛体連成系の共振によるピークが表れる振動数は低振動数側へ移行している。また、連成系の共振時における無次元変位振幅の値は、杭本数の増加により大きな減衰効果が期待

できるため、小さくなる傾向を示している。

- 7) 群杭のそれぞれの杭頭に働く外力の位相差を $\phi = \pi$ とした時、地盤の固有振動数付近で、杭頭での変位および複素剛性の示す応答にはピークが存在していない。これは、それぞれの外力による影響が互いに打ち消し合っているためと考えられる。
- 8) 本章で示した解析手法は、それぞれ杭間相互の動的な連成効果の評価の方法が異なるが、群杭の振動特性は同様の傾向を示す。また、数値解析に要する時間もほぼ同じである。なお、受動側の杭周条件を厳密に評価した解析との比較の結果、4-2で示した手法は、現象の把握のためより合理的な手法であることが指摘されている。

第 5 章 杭基礎の振動実験

第5章 杭基礎の振動実験

5-1 まえがき

前章まででは、弾性波動理論に基づいて杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する理論解を導き、地盤性状および杭性状に関する広い範囲の無次元パラメータに対して数値解析を行うことにより、支持杭、摩擦杭および群杭の振動特性を明らかにした。しかしながら、これらの解析解が実際の現象をどの程度現すことができるのかを、杭基礎の振動実験結果、地震観測結果などとの比較により検討しておく必要がある。

杭基礎の鉛直方向の振動実験は、杭-地盤系の鉛直方向の共振振動数が起振機の加振可能振動数範囲より高くなることなどにより、その実施例が水平加振実験に比べて少ない。Novak, Grigg⁽⁴⁻²¹⁾は原位置において非常に小さな模型杭(単杭, 群杭)の動的実験を実施しているが、実験では群杭の鉛直方向の共振点は得られていない。山口, 辻田ら⁽⁴⁻³⁹⁾は基礎周辺の地盤条件が基礎の振動特性に及ぼす影響を検討するため実大規模の5本杭の振動実験を行っており、基礎底面と地表面が接触していない状態では明瞭な共振点をもつ変位振幅の共振曲線を得ている。また、最近では起振機の回転数に対応した信号を記録することにより、振幅のみならず位相差を検出することができるようになっている。田沢, 橋詰ら⁽⁴⁻³⁸⁾は2本杭に支持された模型基礎の実験を行い、得られた変位振動の共振曲線と位相曲線を基にして復元力と減衰性を解析している。さらに、パーソナルコンピュータを用い実験結果を迅速に処理する手法が開発されており、水畑, 日下部ら⁽⁴⁻⁵⁰⁾は埋立地盤で数々の振動実験を行い、その結果を比較することにより実大杭の振動性状を明らかにしようとしている。一方、Novak⁽⁴⁻⁹⁾は理論値と単杭の実験結果⁽⁴⁻²¹⁾との比較を行っており、杭先端の固定度を緩めることにより両者の対応は良くなっている。また、水畑, 日下部ら⁽⁴⁻⁶¹⁾は杭周に想定したSofter Zoneの剛性を変化させることにより、理論値が実験値と一致するケースを得ている。なお、このような理論値と振動実験結果との比較から得られる成果は、今後杭基礎の耐震設計に反映されることが望まれる。

本章における起振機による杭基礎の振動実験は、杭-地盤系の振動特性を明らかにし、耐震設計上の基礎的資料を得るため実施したものである。この実験の特長は、同じ実験敷地内で実大規模の杭長が異なる単杭および群杭基礎の振動実験を行ったことである。本章では、その実験概要を示し、杭基礎の変位振動に関する考察を行った。さらに、地盤性状

および杭性状に関するパラメータに実験に対応した有次元量を与えることにより、解析モデルの特性を検討するとともに、第2，3，4章で示した単杭および群杭の解析モデルを用いることにより求めた実験に対応する理論値と実験結果との比較を行い、実験結果の解析的考察および解析モデルの適用性および妥当性に関する検討を行った。

5-2 起振機による鉛直加振実験

5-2-1 実験概要

i) 地盤概要

実験敷地は、千葉県成田市にある(株)間組の所有地であり、周辺には約30m離れた所にRC3階建がある他は、構造物がほとんどない平坦な土地である。実験敷地内のFig.5-1に示す3地点において、杭打込み前に地盤調査を実施した。その結果をFig.5-2に示す。実験敷地の土層構成は、上部より層厚0.5m前後の埋土層と層厚3.5m程度のローム・粘土層が堆積しており、以深は、細砂層により構成されている。細砂層内には、シルトまたはシルト質細砂の溝層が介在している。実験敷地の土層は各層共ほぼ水平に堆積しており、各ボーリング孔のN値分布は、多少のバラツキは見られるが、ほぼ同様の傾向を示している。ただし、細砂層内においてシルト分が含まれている所ではN値が低下する傾向にある。したがって、杭の支持層と考えられるのはGL-10m以深となる。

ボーリングNo.1孔を利用して行ったPS検層の結果、P波速度はGL-12m付近で大きく変化している。これは、上層部では含水率が低いのに対して、GL-12m以深のそれは高いことによるものと考えられる。一方、S波速度は深度が増すにつれて大きくなっている。また、Fig.5-2に示す密度分布はNo.3孔で実施したラジオアイソトープ利用による現場密度測定の結果である。なお、地下水位はP波の急激な変化より地下水位はGL-13m~16mの間に存在すると考えられる。

ii) 杭基礎の概要

試験杭は、Table 5-1に示す諸元をもつ先端閉塞型のスパイラル鋼管杭であり、実験では以下に示す3種類の杭基礎を設計した。

- ①杭先端が支持層に達している単杭基礎 (SE杭)
- ②杭先端が支持層に達していない単杭基礎 (SF杭)
- ③杭先端が支持層に達している2本杭基礎 (GE杭)

ここで、括弧内の記号は各杭基礎の略称であり、本章ではこの記号を用いるものとする。

試験杭の打ち込みは、油圧ハンマーTK-160(ラム重量:8.5t)を用いて、Fig.5-1に示す配置で行った。それぞれの杭の打ち止め位置はFig.5-2に示す通りである。なお、SE杭は打ち込み不能により、根入れ長さを10.7mとしたが、杭先端は支持層に達していると考えられる。

試験杭の杭頭は、Table 5-2 に示す寸法のコンクリートマット（以下杭頭マスと称す）内に埋込み剛結合とした。杭頭マスは、起振機および計測機器の設置、杭基礎の共振振動数を起振機の加振可能振動数範囲内に納めることなどを目的としている。杭頭マスと地表の間には、地盤との接触による影響を除き解析モデルを単純化するために0.2m~0.3mの間隙を設けた。また、杭頭マスの南北の側面に鉄板をPC鋼棒で緊結し、杭頭マスの重量（起振機自重を含む）をTable 5-2 のように増減させた。なお、この方法はコンクリートを打増すという方法より簡単であり、また起振機の作用点を高くしないという点で有利であると考えられる。

各杭基礎の概要は、Fig.5-1 に示す通りである。

iii) 加振方法

実験では、加振力波形に対応するパルス信号発生器が付いた起振機（3平衡重錘水平3軸同期反転方式、偏心モーメント：1~250kg・cm、最大加振力：3t、振動数範囲：1~40Hz、本体重量：約0.9t）を用いた。起振機は、杭頭マス上端中央にアンカーボルトにより定着された高さ約0.2mの鋼製起振機用架台上に据えつけた。

杭基礎の加振方向は、鉛直方向（Z）および水平方向（X，Y）であり、X，Y方向はそれぞれEW，NS方向に対応させた（Fig.5-1 参照）。

加振方法は、起振機の偏心モーメントを一定とした定常振動によるステップ加振とした。加振ステップの基本ピッチは、鉛直加振で1Hz，水平加振で0.5Hzとしたが、共振点近傍では0.1~0.5Hz，変化の少ない範囲では1~5Hzとした。また、加振振動数範囲は、鉛直加振で15~40Hz，水平加振で2~30Hzとした。なお、実験では起振機の偏心モーメントは40kg・cmと設定した。

iv) 計測方法

計測は、杭基礎の振動測定を中心に、杭の軸方向のひずみ測定および杭周辺地盤の振動測定も行った。測定項目ごとの測定位置をFig.5-3(a)~(c)に示す。ここで、Fig.5-3(c)において、加振杭から15m離れた地点のピックアップの測定方向は加振方向成分のみとした。なお、SE杭およびGE杭のX，Z方向加振実験では、このピックアップはGE杭およびSE杭の杭頭マス上に設置した。

ひずみゲージは、鋼管内のFig.5-3(b)に示す位置に貼りつけ、ゴム製のゲージプロテク

ターで保護した。また、リード線は鋼管内に点溶接したボルトに固定したが、杭先端閉塞としたのでリードプロテクターは用いなかった。

計測機器の性能および基本的な計測システムをFig.5-4 に示す。杭頭マスと杭周辺地盤に設置したピックアップで検出した応答波形は、専用増幅器で積分・増幅を行い応答変位波形に変換して記録した。なお、測定点がデータレコーダの記録点数を越える実験では、応答波形の一部を直接ペンオシログラフに出力させた。各加振ステップでの記録は、杭基礎の応答が十分に定常状態になったことを確認してから行った。

v) 実験順序

実験は、SE杭→GE杭→SF杭の順で実施し、各杭基礎ごとにこの加振方向および杭頭マスの順序は、鉛直加振A→B→C、X方向の水平加振C→B→A、Y方向の水平加振A→B（BはGE杭のみ）とした。各実験ケースの名称は以下のように定義している。

（杭基礎の種類）－（杭頭マスの重量）（加振方向）

例： SE - AZ

なお、実験は杭打ち込みの20日後から実施した。

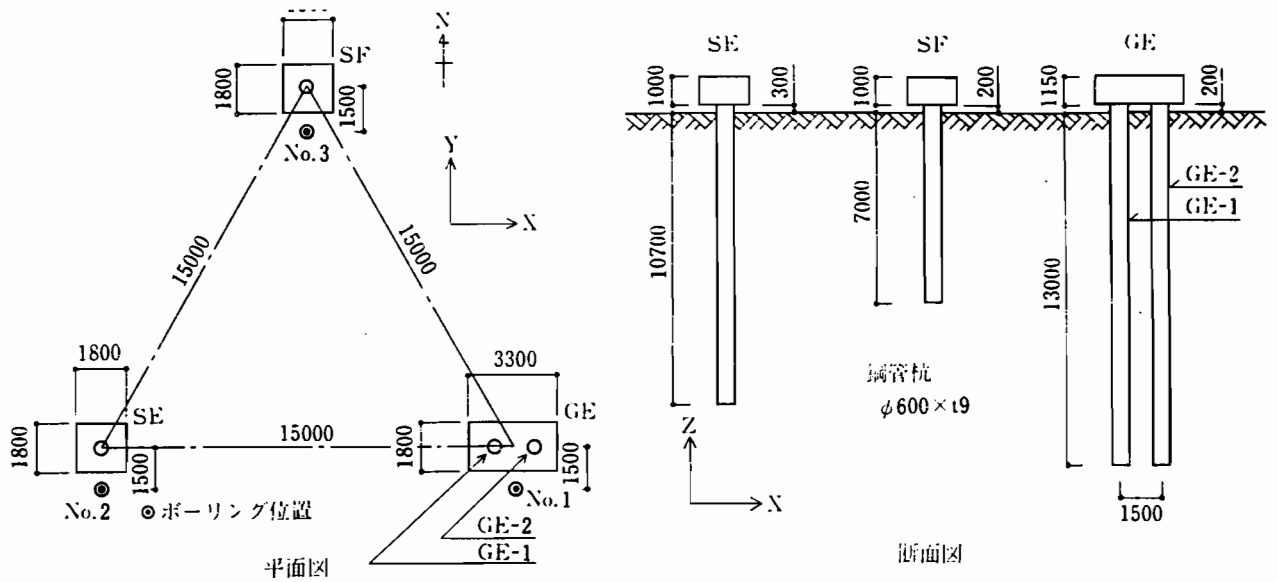


Fig. 5-1 Pile Arrangement at Experimental Site and Pile Profile

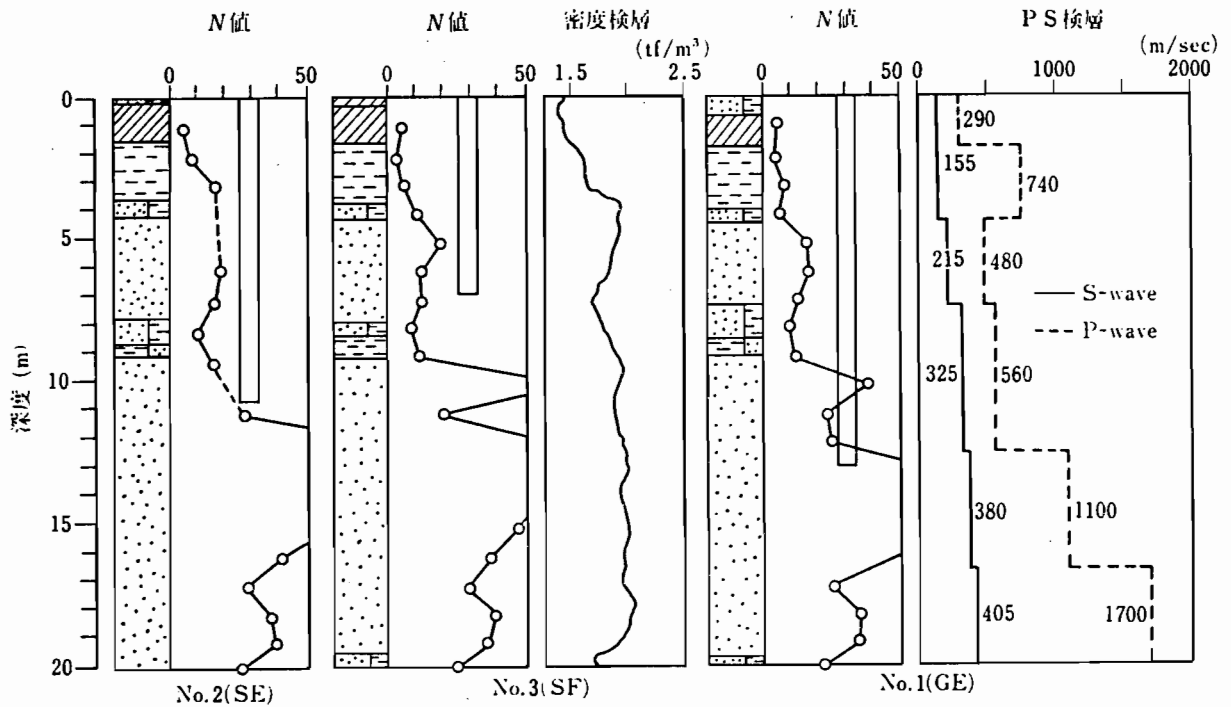


Fig. 5-2 Soil Profile of Experimental Site

Table 5-1 Dimensions of Test Pile

外径×厚さ (mm)	断面積 (cm ²)	単位重量 (kgf/m)	断面 2 次 モーメント (cm ⁴)	断面係数 (cm ³)	回転半径 (cm)
φ 600×t9	167.1	131	728×10 ²	2430	20.9

Table 5-2 Dimensions of Foundation on Pile Head

杭基礎	コンクリートマットの 大きさ 縦×横×高さ (m)	杭頭マス重量 (tf)		
		A*1	B*2	C*2
SE	1.8×1.8×1.0	8.5	10.0	11.5
SF	1.8×1.8×1.0	8.5	10.0	11.5
GE	1.8×3.3×1.15	17.0	20.0	—

*1 コンクリートマット重量+起振機自重

*2 Aの状態に鉄板のおもりを付加した

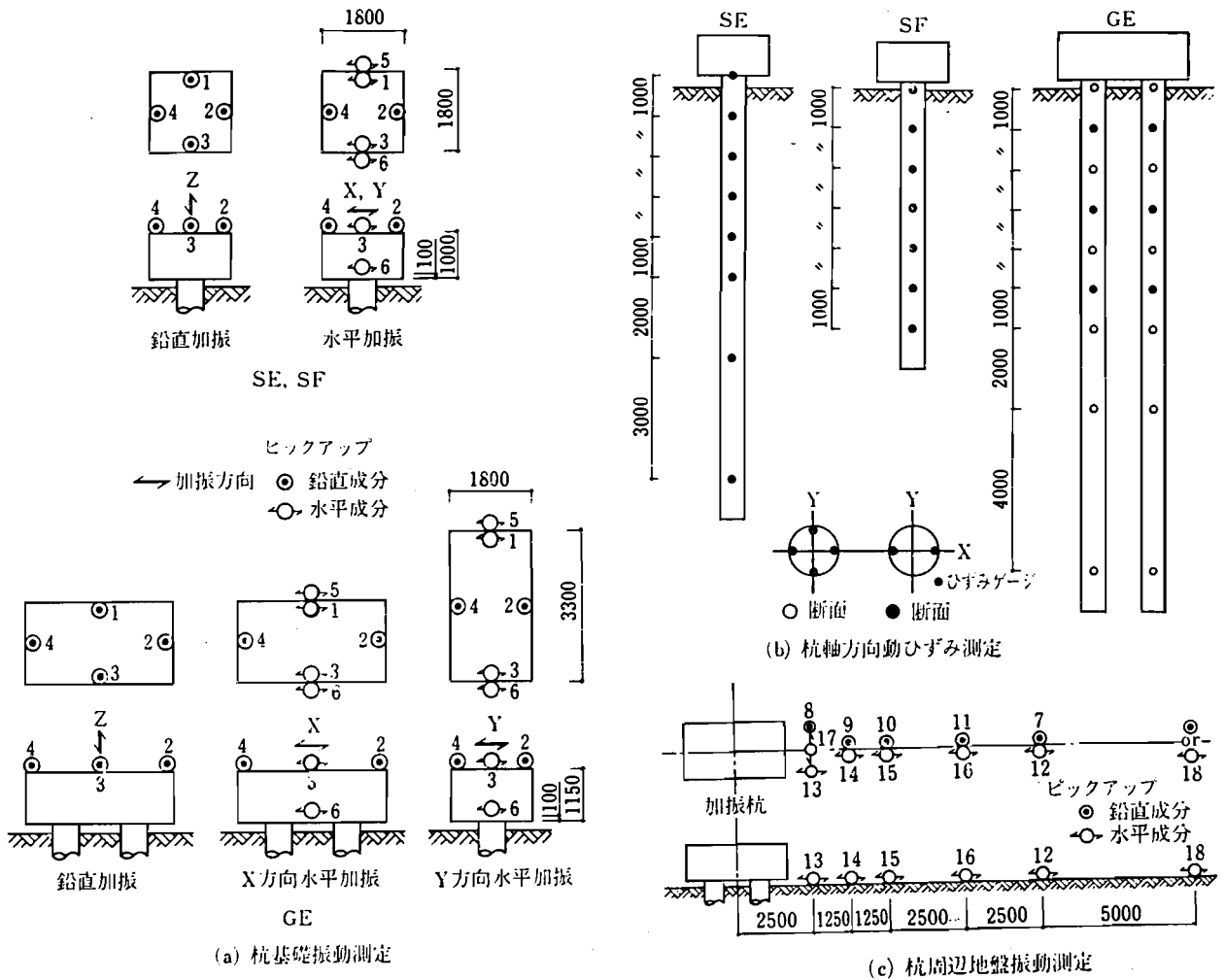


Fig. 5-3 Arrangement of Measurement Point

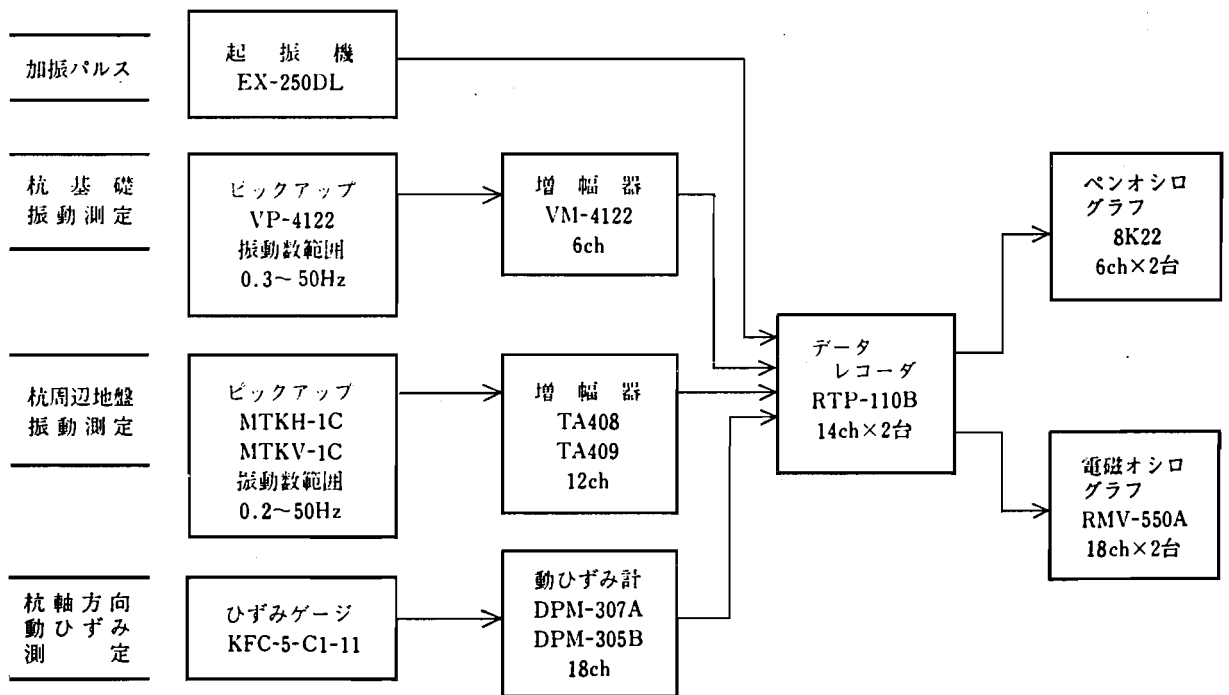


Fig. 5-4 Diagram of Measuring System

5-2-2 実験結果

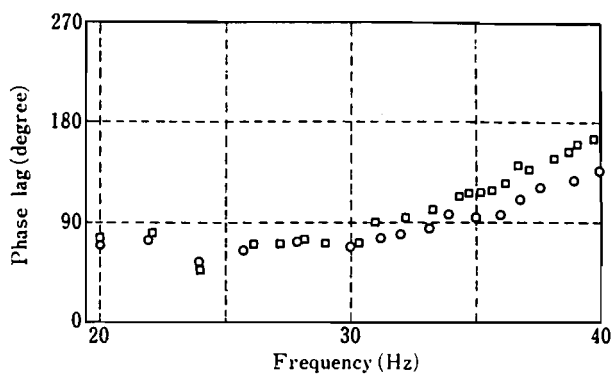
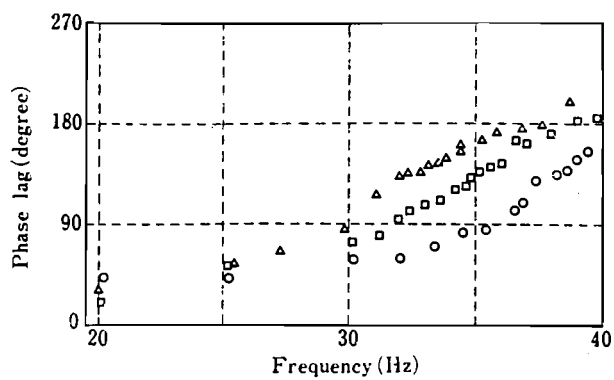
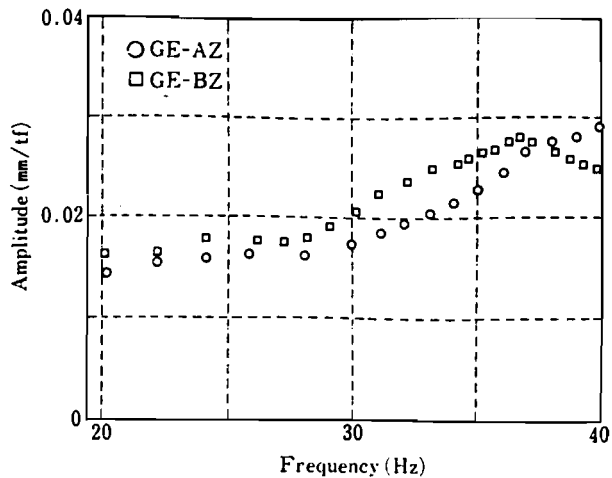
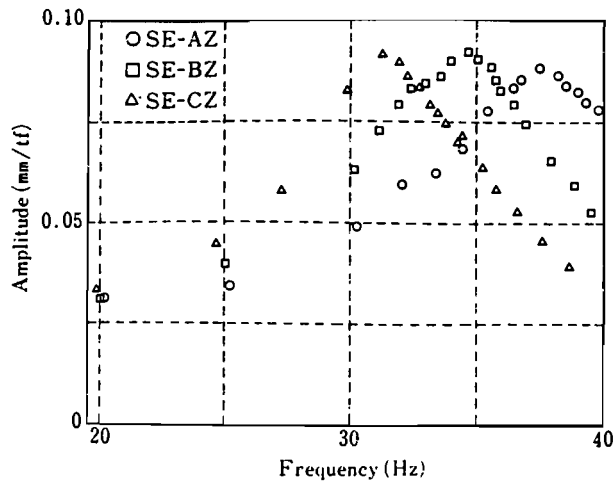
実験結果のうち、本研究に最も関係がある鉛直加振時における杭基礎の変位振動について述べる。杭頭マス上端における鉛直変位振幅特性および位相特性を、杭頭マス重量の大きさをパラメータとして、杭基礎ごとにFig.5-5(a)～(c)に示す。振幅特性の縦軸は加振力で除した単位加振力(1t)当たりの変位振幅値を示しており、Fig.5-3(a)に示した4測点での応答の平均値を採用した。GE-AZを除く各ケースにおいて共振状態がとらえられた。各ケースの実験結果より求められる杭-地盤系としての諸常数をTable 5-3に示す。ここで、振幅特性において振幅値がピークを示す振動数を共振振動数と定義しており、固有振動数は位相特性において応答の入力波に対する位相差が90度となる振動数とした。また、減衰定数は振幅特性より $1/\sqrt{2}$ 法を用いて読み取った。

Fig.5-5(a)～(c)およびTable 5-3より、杭基礎の振動性状に関して、次の点が指摘できる。

①杭頭マス重量が同じ場合、SE杭とSF杭の共振振動数は、ほぼ同じであるが、共振時におけるSF杭の単位加振力当たりの振幅は、SE杭の約70%の値を示す。これは、杭長が短いSF杭の方がSE杭より減衰性が高いため、実験結果より求めたSF杭の減衰定数は、SE杭の約1.4倍となっている。

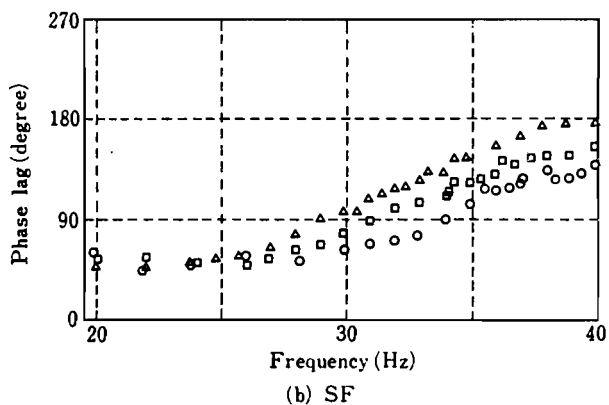
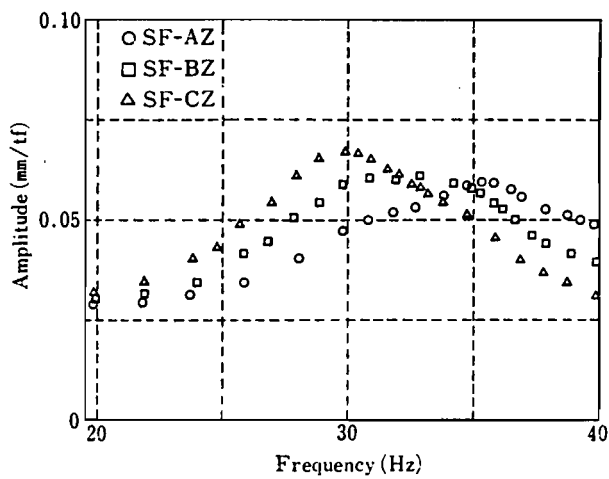
②GE杭の振幅特性は、SE杭およびSF杭のように鋭いピークを示さず、振動数に対して緩やかな変動を示している。また、共振時におけるGE杭の単位加振力当たりの振幅は、杭先端が支持層に達しているSE杭の約30%と小さくなっている。また、減衰定数はSE杭の約1.53倍の値となっている。すなわち、杭本数が増えることにより、大きな減衰効果が期待される。

③杭頭マスの重量が大きくなると、杭基礎の共振振動数は低振動数側へ移行する。一方、共振時の単位加振力当たりの振幅は、杭頭マスの重量が大きくなるほど、大きくなる傾向を示す。



(a) SE

(c) GE



(b) SF

Fig. 5-5 Frequency Response of Displacement

Table 5-3 Test Results

杭基礎	杭頭マス数*1 重量	共振時の 変位振幅 (Hz)	共振時の 変位振幅 (mm)	共振時の 加振力 (tf)	単位加振 力当たりの 振幅 (mm/1f)	減衰定 数	固有振動 数*2 (Hz)
SE	A	37.3	0.20	2.24	0.088	0.14	35.3
	B	34.7	0.18	1.94	0.092	0.13	31.7
	C	30.7	0.14	1.52	0.094	0.12	30.0
SF	A	35.4	0.12	2.02	0.059	0.20	33.8
	B	32.8	0.11	1.73	0.061	0.19	30.7
	C	29.9	0.10	1.44	0.067	0.17	29.1
GE	A	—	—	—	—	—	33.5
	B	36.7	0.06	2.17	0.028	0.20	31.6

*1 振幅特性から求めた値

*2 位相特性から求めた値

5-3 理論値と実験値との比較検討

実験に対応する応答曲線の理論値を求めるため、実験の地盤-杭-杭頭マス系を1質点系の振動モデルに置換する。このモデルにおいて、杭-地盤連成系の杭頭における複素剛性が求められていると、鉛直加振に対する運動方程式は次式で得られる。

$$M_r \frac{d^2}{dt^2} w_r + k_p w_r = m_o r \omega^2 e^{i \omega t} \quad \text{----- (5-1)}$$

ここに、

M_r : 杭頭マスの質量

$m_o r$: 起振機の偏心モーメント

w_r : 杭頭マスの鉛直変位振幅

実験では杭基礎の応答が定常になるのを待ってから計測を実施しているので、(5-1)式の解としては強制振動解のみを考えればよく、以下の式で得られる。

$$w_r = m_o r \omega^2 \bar{w}_r \quad \text{----- (5-2)}$$

ここで、

$$\bar{w}_r = \frac{1}{k_p - M_r \omega^2} \quad \text{----- (5-3)}$$

\bar{w}_r : 単位加振力当たりの鉛直振幅

さらに、実験で得られた変位振幅 (X) および位相差 (ϕ) を用い、杭頭における複素剛性 ($k_r + i k_i$) は、次式のように求められる。

$$k_r = M_r \omega^2 + \frac{m_o r \omega^2}{X} \cos \phi \quad \text{----- (5-4)}$$

$$k_i = \frac{m_o r \omega^2}{X} \sin \phi$$

5-3-1 単杭の場合

i) 解析モデルの特性

第2章(2-44)式および第3章(3-25)式で求めた複素剛性を用い、(5-3)式で得られる表層地盤の層厚を変化させた時の理論値をFig.5-6 およびFig.5-7 に示す。Fig.5-6 は支持杭の振幅特性と位相特性、Fig.5-7 は杭長を一定(7.0m)とした摩擦杭の振幅特性と位相特性を表している。数値解析に用いた杭に関する諸常数は、Table 5-1 に示

す通りであり、杭頭マスの重量は11.5tとした。なお、杭の内部減衰定数は $D_p = 0.01$ と仮定した。一方、地盤に関する諸定数はFig.5-2に示した地盤調査結果を参考にして、せん断波速度 $V_s = 200\text{m/s}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.45$ 、単位体積重量 $\rho = 1.8\text{t/m}^3$ とした。このとき、表層地盤の内部減衰定数 D は0.05と仮定した⁽⁴⁻⁵⁷⁾。ここで、摩擦杭では、土柱のヤング係数および内部減衰定数として杭周地盤と同じ値を用い、数値解析では無限級数の項数を20とした。

Fig.5-6およびFig.5-7からわかるように、表層地盤の層厚が大きくなるにつれて、共振振動数は低振動数側に移行している。また、摩擦杭の共振振動数は、支持杭の場合より急激な低下を示している。一方、共振時の単位加振力当たりの振幅は、支持杭では表層地盤の層厚が大きくなるほど、小さくなる傾向を示しているが、摩擦杭では大きくなっている。さらに、Fig.5-6とFig.5-7を比較すると支持杭では表層地盤の層厚すなわち杭長の変化による振動特性への影響は小さいと考えられるが、摩擦杭では表層地盤の層厚の影響を支持杭に比べ顕著に受けており、杭先端地盤の影響が大きいと考えられる。

ii) 実験結果との比較検討

理論値と実験値との比較に用いる解析モデルの実験に対応した表層地盤に関する諸数値をTable 5-4に示す。ここで、剛基盤の位置は波動インピーダンスのコントラストが大きい地層の境界（すなわちGL-8m）と仮定し、Fig.5-2に示した試験杭近傍の土層構成とPS検層結果を参照して設定した。また、せん断波速度はPS検層結果より表層地盤全体の平均値を設定し、表層地盤の内部減衰定数はせん断波速度との対応を考慮し $D = 0.05$ と仮定した⁽⁴⁻⁵⁷⁾。なお、ポアソン比は粘性土に近い値を想定した。この地盤モデルでは、SE杭は支持杭、SF杭は摩擦杭となる。また、Table 5-5に杭長、杭と土柱の内部減衰定数および土柱と杭周地盤とのヤング係数比を示す。

Table 5-1およびTable 5-4の諸定数を用い、Table 5-5のCASE-1に対して求めた理論値をSE杭の実験値と共にFig.5-8に示している。理論値での共振振動数は、実験値の値と良い対応を示している。これは、実験では、上層部での杭周摩擦力が大きく、また、杭頭加振力が小さいため、SE杭では杭先端への到達荷重が極めて小さくなり、見かけ上の固定端がGL-8m付近に位置していたためと考えられる。

一方、SF杭に対応する理論値を求めるためには、土柱のヤング係数を設定する必要がある。砂のヤング係数は、相対密度および拘束圧が大きくなるにつれて大きくなる傾向が

あるが、杭先端地盤の状態を推定することは困難である。しかし、S F杭の実験値での共振振動数は、土柱のヤング係数が杭周地盤と同じ場合の理論値 (Fig.5-7 参照) と土柱を杭で置き換えた場合の理論値 (Fig.5-6 参照) の間にあり、土柱のヤング係数もこれらの値の間にあるものと思われる。本解析では、Table 5-5 のCASE-2に示す値を用いた。CASE-2の理論値をS F杭の実験値と共にFig.5-8 に示す。理論値と実験値での共振振動数は良い対応を示している。これは、先端閉塞型の試験杭を打ち込むことにより杭先端の砂地盤が締め固められた状態になること、および実地盤では地盤剛性が深さと共に大きくなる状態を本解析モデルに取り入れることができたことによるものと考えられる。

CASE-1およびCASE-2の共振振動数は、それぞれS E杭、S F杭の実験値と良い対応を示したが、理論値の共振時における単位加振力当たりの振幅は、実験値より大きな値を示している。これは理論解において設定した地盤モデルが剛基盤上の表層地盤であるため、地下逸散減衰量を実際より小さく評価したためと考えられる。

この検討のため、杭および土柱に対してTable 5-5 に示したCASE-3およびCASE-4の値を用いた理論値をFig.5-8 に併記した。図からわかるように、CASE-3およびCASE-4の理論値とS E杭、S F杭の実験値との対応度は、CASE-1およびCASE-2に比較して良くなっている。これは、杭先端あるいは土柱先端からの波動逸散減衰と等価な内部減衰を杭および土柱に与えることにより、地下逸散減衰の不足量が補われたためと考えられる。また、土柱の内部減衰が大きいことは、S F杭では杭先端からの逸散減衰が無視できないことを表していると考えられる。

以上の結果より、第2章および第3章で示した解析モデルによる理論値は、同じ実験敷地内で実施したS E杭およびS F杭の実験結果と良い対応を示しており、本理論は単杭基礎の基本的な鉛直振動特性を把握する上で有効かつ簡便な手法であると考えられる。しかし、解析に用いる諸常数の評価については今後さらに検討する必要があると思われる。

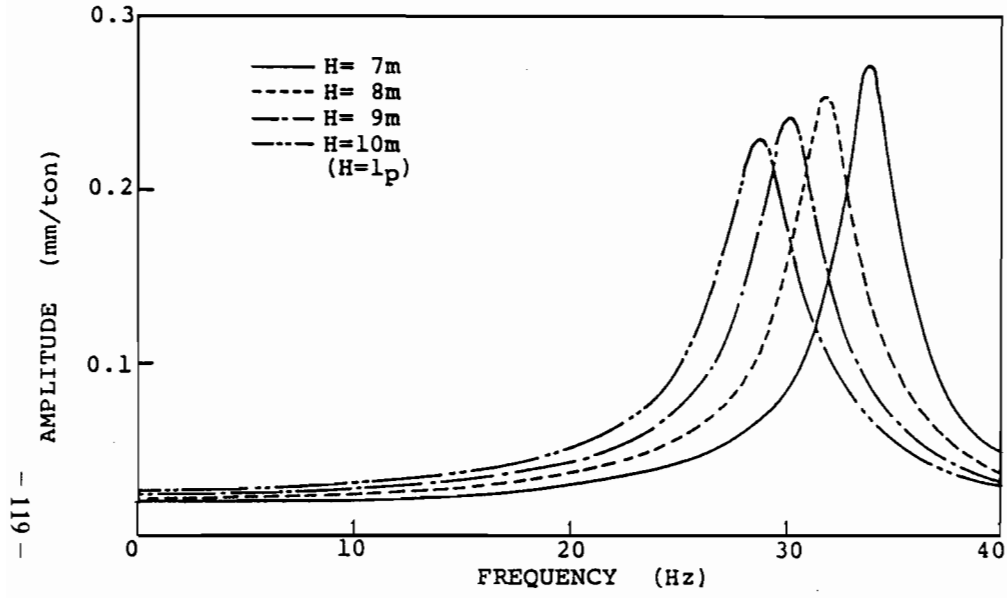


Fig. 5-6 Theoretical Frequency Responses of Displacement for End Bearing Pile

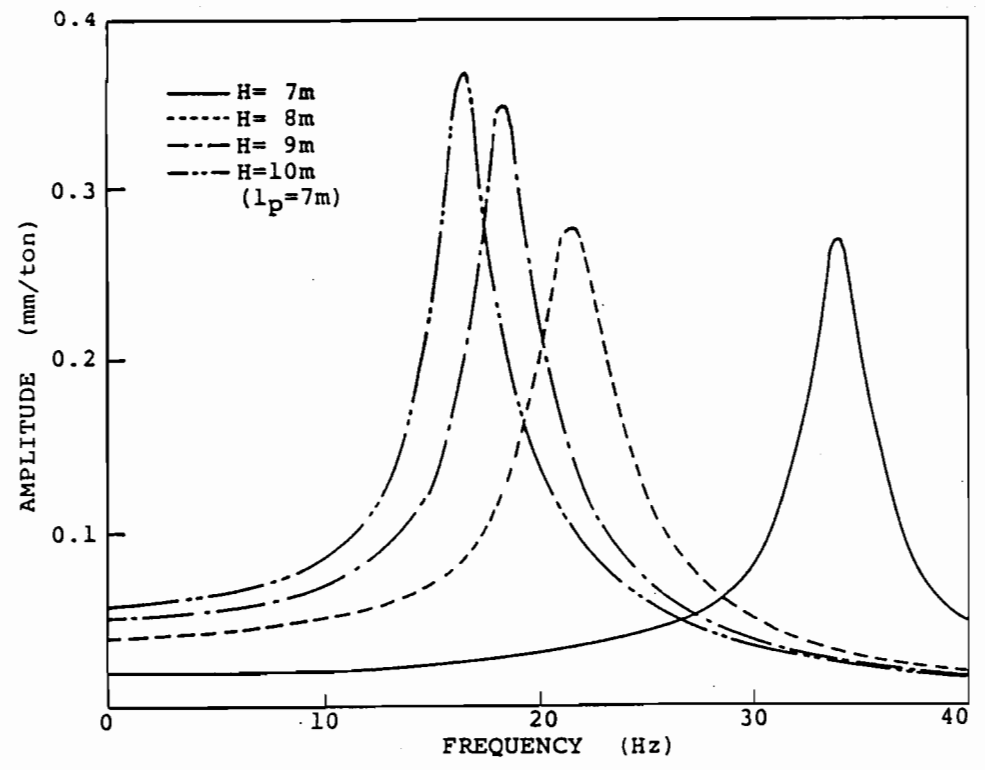


Fig. 5-7 Theoretical Frequency Responses of Displacement for Floating Pile

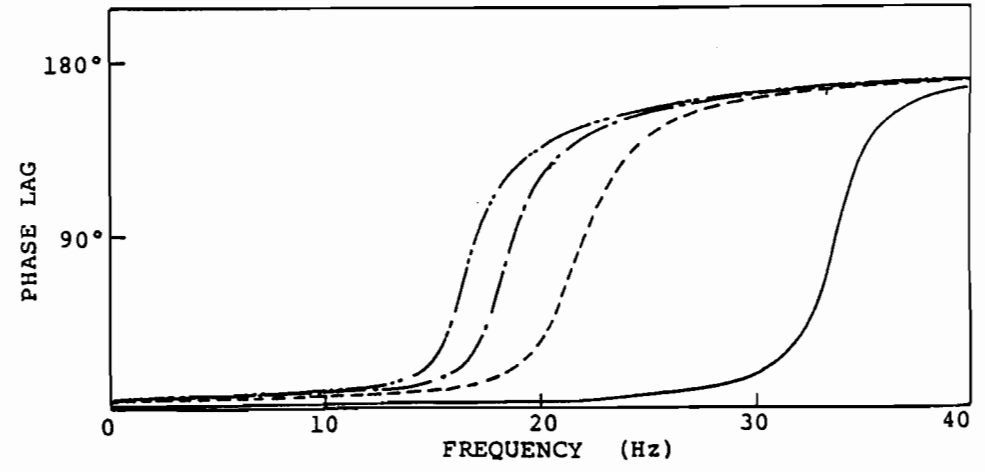
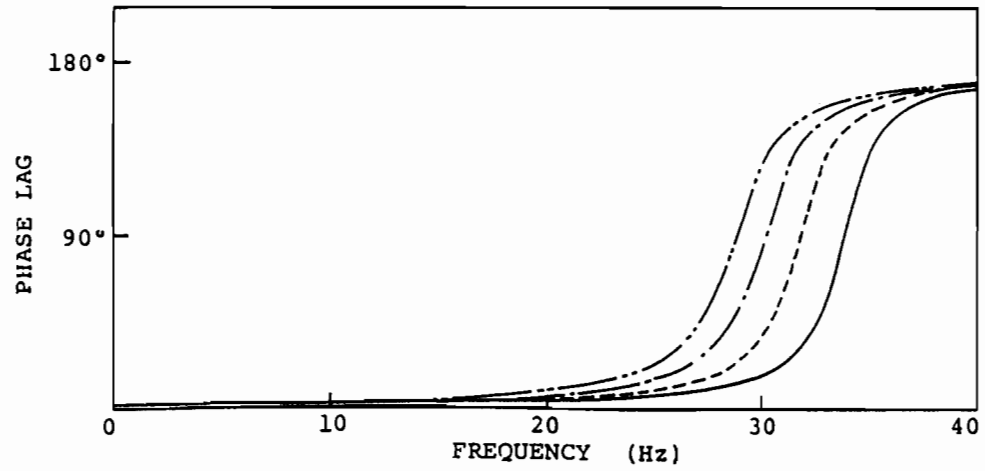


Table 5-4 Constants for Soil Layer

Depth	H = 8.0 (m)
Poisson's Ratio	$\nu = 0.45$
S-Wave Velocity	$V_s = 200$ (m/s)
Unit Weight	$\rho = 1.8$ (t/m ³)
Internal Damping Ratio	D = 0.05

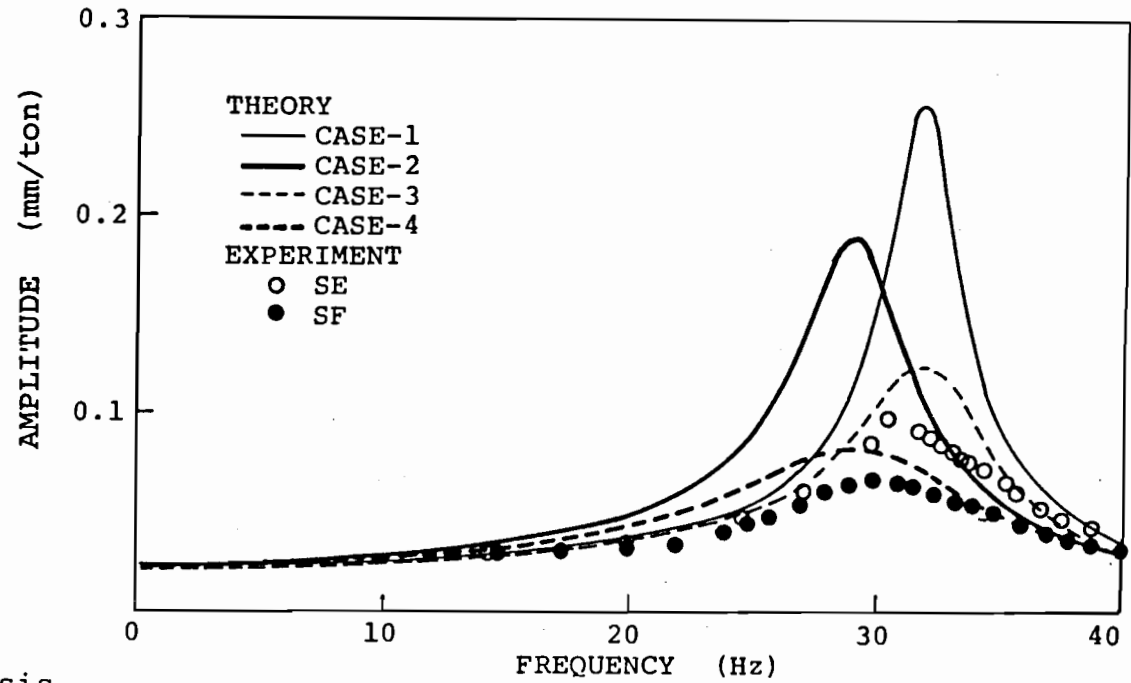


Table 5-5 Parameters for Numerical Analysis

	Pile		Soil Column	
	l_p	D_p	E_r	D_s
CASE-1	8.0	0.01	—	—
CASE-2	7.0	0.01	4	0.05
CASE-3	8.0	0.05	—	—
CASE-4	7.0	0.05	4	0.25

l_p : Pile Length (m)
 D : Internal Damping Ratio
 E_r : Young's Modulus Ratio of Soil Column to Soil Layer

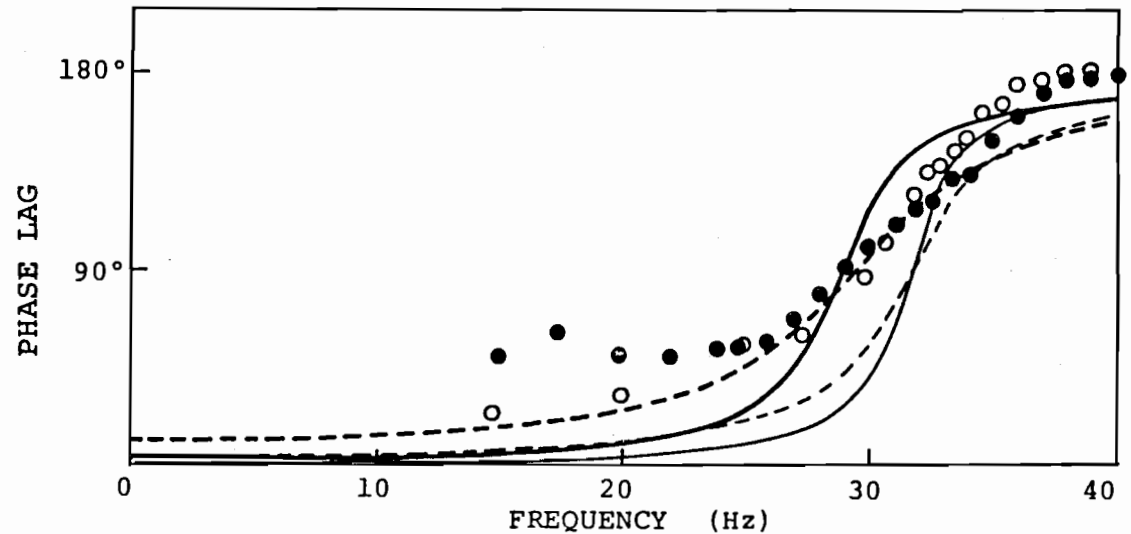


Fig. 5-8 Comparison Theoretical and Experimental Frequency Responses of Displacement

5-3-2 群杭の場合

本項では、杭と地盤との間の滑りにより、杭周地盤抵抗力の低下現象が生じる場合、地盤の全抵抗力が同じになるように、等価地盤抵抗力を杭周面に作用させる仮定を設けることにより、杭と地盤との間に生じる滑り現象を、理論解に取り入れることのできる簡便な手法を示している。すなわち、群杭の場合には第4章(4-9)式における地盤抵抗力を等価地盤抵抗力 $\bar{P}_{rj}(z)$ に置き換えて、解析を行おうとしている。ここで、

$$\bar{P}_{rj}(z) = \sum_{m=1}^{\infty} (-\alpha_{m,j} w_{mj} + \sum_{i=1}^N \delta_{m,i} w_{mj}) \sin(h_m z) / N_r ; i \neq j \quad \text{----- (5-4)}$$

ここに、 N_r は杭と地盤との間に滑りが生じた場合における杭周地盤抵抗力の低下を示す等価係数である。なお、 N_r を大きくし等価地盤抵抗力を小さくすることは、杭周面に接する部分の地盤剛性を低下させたことに相当する。

i) 解析モデルとその特性

本理論における解析モデルの基本的な振動特性および群杭効果について検討するために、Table 5-6 に示す諸元をもった標準モデルを設定した。また、検討は(5-4)式における N_r を1とした杭と地盤との間を完全密着とした場合と、 N_r を変化させ杭と地盤との間に滑りを想定した場合について行った。なお、杭頭加振力は同振幅・同位相とし、数値解析では無限級数の項数を20とした。

(a) 杭と地盤との間を完全密着とした場合

Fig.5-9 は、杭間隔と杭半径との比を表す無次元杭間隔(L/r_0)を変化させた時の、2本杭の杭頭における複素剛性(1本当たり)を単杭のそれと共に示している。図からわかるように、群杭の振動特性は表層地盤の鉛直方向の1次固有振動数 f_0 ($=V_p/4H$)付近を境にして異なる傾向を示している。

すなわち、加振振動数が f_0 より低い振動数範囲では、 L/r_0 が小さくなるほど2本杭の実数部の値は小さくなっており、静的な場合と同様に群杭効果による剛性低下が杭間隔が狭いほど大きく表れている。しかし、 L/r_0 が大きくなると単杭の値に近づく傾向を示している。また、2本杭の実数部は単杭の場合と同様に振動数と共に小さくなる傾向を示しており、その値は f_0 付近で最小となっている。一方、虚数部は逸散減衰が表れないため非常に小さな値を示しており、 L/r_0 による影響は実数部ほど顕著ではない。

一方、加振振動数が f_0 以上の振動数領域では、群杭の振動特性は単杭より強い振動数

依存性を示している。 $L/r_0=5$ の場合、2本杭の実数部の振動数に対する変化の割合は単杭と同様であるが、その値は単杭より小さい。また、虚数部は振動数と共に増加しており、その値は単杭より大きくなっている。しかし、 $L/r_0=10$ 以上になると2本杭の複素剛性は、単杭の値を中心として振動数と共に波動的な変化の様相を示している。この現象は実数部より虚数部で顕著である。これは隣接杭の振動によって生じる伝播波による影響と考えられ、伝播波(S波)の波長と杭間隔の影響を大きく受けている。なお、この波動的な変化の周波数および振幅は、杭間隔が大きくなるほど小さくなり、単杭の値に近づく。したがって、この振動数範囲では静的な群杭効果の考え方を適用することは困難で、群杭の振動特性を評価する必要がある。

Fig.5-10は、杭本数を変化させた時の杭頭おける複素剛性(1本当たり)を示している。加振振動数が f_g より低い振動数範囲では、実数部および虚数部は、本数が多くなるほど小さくなっている。特に、実数部では本数が多くなるほど静的な場合と同様に大きな剛性低下を示している。一方、加振振動数が f_g より高くなると群杭の実数部は単杭より小さな値を示し、また杭本数が多くなるほど振動数と共に小さくなる傾向を示している。しかし、虚数部は振動数と共に大きくなる傾向を示し、群杭効果による剛性低下もほとんど無く杭本数の増加により大きな減衰効果が期待出来る。なお、動的な場合の杭本数による剛性低下の割合は、静的な場合における取り扱いとは異なることが指摘できる。

Fig.5-11は、振動数をパラメータとした時の無次元杭間隔(L/r_0)と第4章(4-24)式で示した変位影響係数 ${}_2T_1$ の振幅および位相との関係を示している。すなわち、杭2加振時の距離 L/r_0 に対する地盤挙動(杭2の挙動で規準化された値)の分布を表している。図からわかるように、 L/r_0 が大きくなると変位影響係数の振幅は振動数の値に関係なく小さくなる。また、位相の変動は振動数が f_g 以下の場合には L/r_0 にかかわらず小さくほぼ同位相とみなせるが、 f_g より高い振動数では L/r_0 により位相は大きく変化する様相を示している。したがって、杭2加振時の杭1杭頭変位をその位置での地表変位とすると、その大きさは杭1加振時の杭1杭頭変位に比べて小さいが、杭間隔および振動数により2つの変位に位相差が生じるため、Fig.5-9 およびFig.5-10に示したように群杭と単杭とでは振動特性が異なっている。

Fig.5-12は、無次元杭間隔(L/r_0)と2本杭と単杭の剛性比との関係を振動数をパラメータとして示している。図からわかるように、 L/r_0 が大きくなるほど剛性比は1に近づいている。すなわち、杭間隔が広くなるほど群杭効果を考慮する必要がなく、2本杭の複素剛

性を単杭の2倍として扱える。特に、振動数が f_0 より低い場合、 $L/r_0=20$ 以上では群杭効果を無視できる。しかし、振動数が f_0 より高い場合の剛性比は杭間隔と共に波動的な変化を示している。この変化の様相は実数部より虚数部の方が著しく、剛性比は0.7～1.55の間の値を示す。したがって、動的な群杭効果を考慮すべき杭間隔は、静的な場合と異なり剛性と減衰性から決定され、その値を大きくとる必要がある。

Fig.5-13およびFig.5-14は、図中に示した2本杭に支持された剛体（重量:40t）の応答値（共振振動数、共振時の変位振幅）に及ぼす群杭効果の影響を示している。Fig.5-13は表層地盤の層厚（=杭長）を、Fig.5-14は表層地盤のせん断波速度をパラメータとし、無次元杭間隔(L/r_0)と応答比（群杭効果を考慮した場合と無視した場合との応答値の比）との関係を表している。これらの図からわかるように、 L/r_0 が大きくなるほど応答の比は1に近づく。すなわち、杭間隔が広くなるほど群杭効果を無視することができることを示している。また、応答比は杭間隔と共に波動的な変化を示している。この変化の様相は、共振時の振動数より変位振幅のほうが大きく、群杭効果の影響は共振振動数付近における振幅に大きく表れる。これは、Fig.5-12に示した杭間隔に対する剛性比の変化の度合が、実数部に比べて虚数部の方が大きいことに対応している。なお、杭間隔に対して応答比が示す波動的な変化への表層地盤の層厚あるいはせん断波速度の影響は、さほど大きくない。したがって、群杭効果を考慮した時の応答の大きさは表層地盤の条件にかかわらず群杭効果を無視した時の0.7～1.4倍程度である。

これらの現象をもとに動的な群杭効果を無視しえる杭間隔を施工・敷地条件等を考慮して工学的に判断すべきものと考え。なお、Table 5-6 に示した標準モデルの場合には、動的な群杭効果を考慮すべき杭間隔 L の上限として $40r_0$ を提案する。

以上により、群杭の振動特性は単杭の場合と大きく異なり、加振振動数、杭間隔および杭本数に大きく支配される。特に、杭間隔は動的な群杭効果を評価する上で重要であることが指摘される。

Table 5-6 Parameters for Numerical Analysis

STEEL PIPE PILE		SOIL LAYER	
Length	$l_p = 13.0$ (m)	Depth	$H = 13.0$ (m)
Radius	$r_o = 300.0$ (mm)	Poisson's Ratio	$\nu = 0.45$
Thickness	$t = 9.0$ (mm)	S-Wave Velocity	$V_s = 200$ (m/s)
Area of Cross Section	$S = 167.1$ (cm ²)	P-Wave Velocity	$V_p = 663$ (m/s)
Young's Modulus	$E_p = 2.1 \times 10^7$ (t/m ²)	Unit Weight	$\rho = 1.8$ (t/m ³)
Unit Weight	$\rho_p = 7.84$ (t/m ³)	Internal Damping Ratio	$D = 0.05$
Internal Damping Ratio	$D_p = 0.01$		

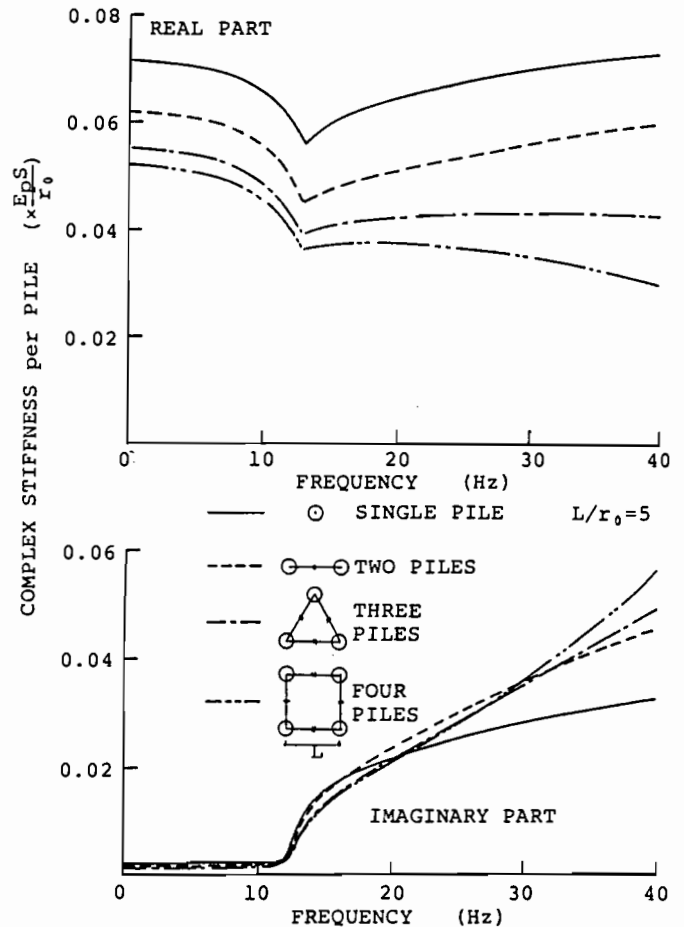
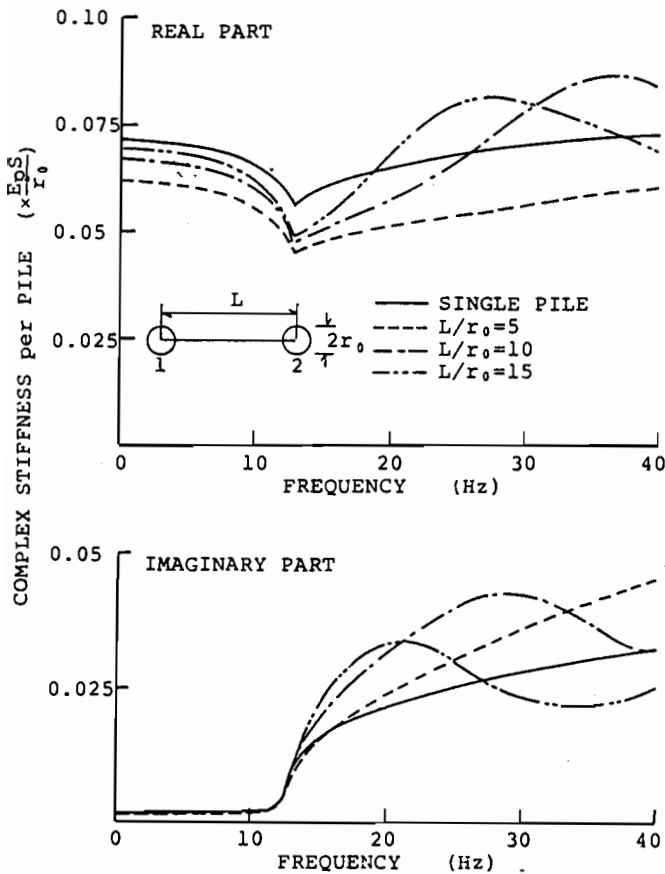


Fig. 5-9 Variation of Complex Stiffness of Pile with Frequency and Spacing Ratio L/r_o .

Fig. 5-10 Variation of Complex Stiffness of Pile with Frequency and Number of Piles

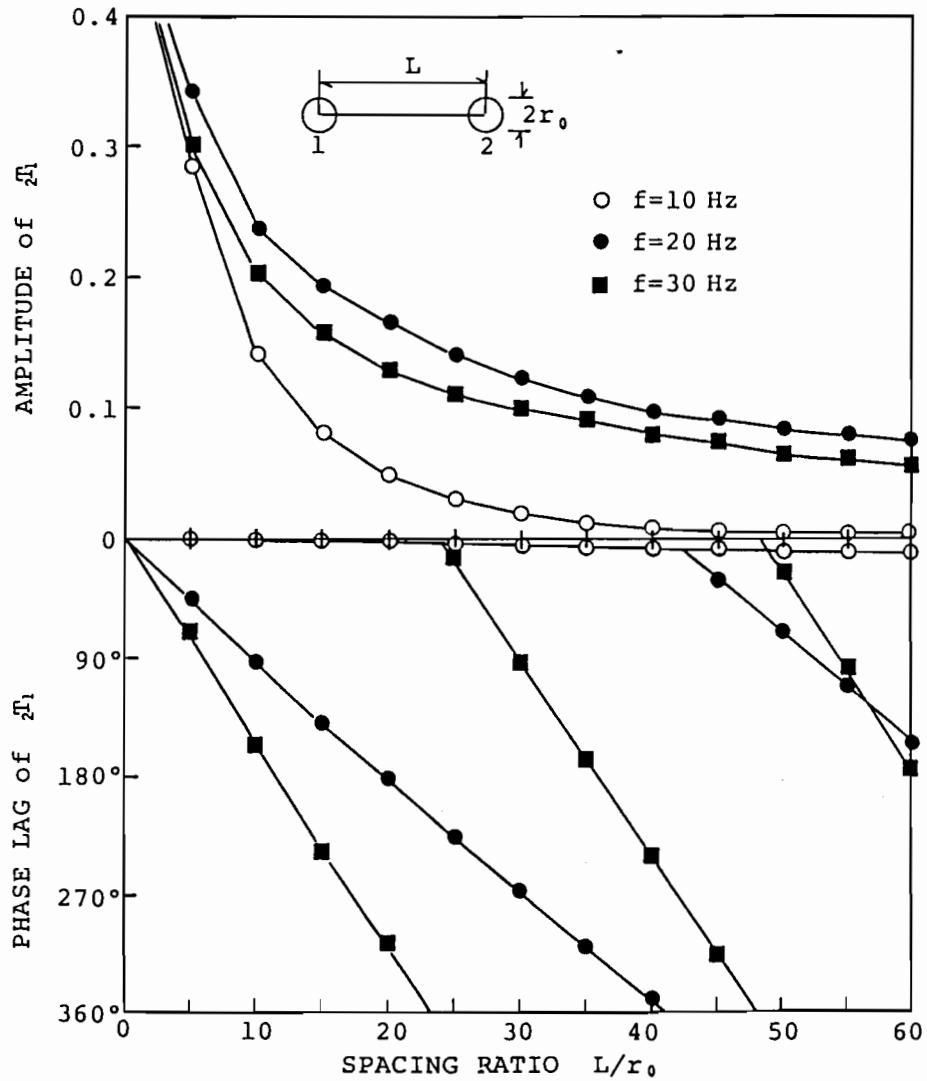


Fig. 5-11 Variation of Influence Factor ${}_2T_1$ with Spacing Ratio L/r_0 and Frequency

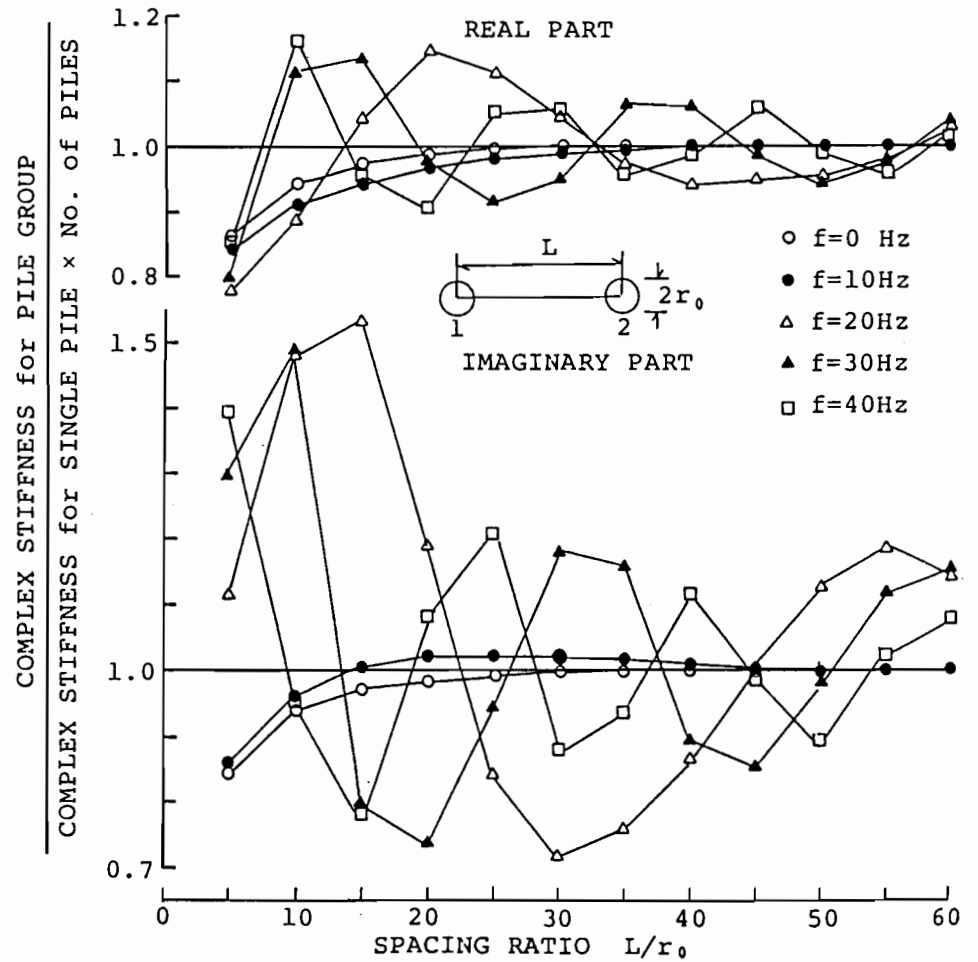


Fig. 5-12 Variation of Complex Stiffness Ratio with Spacing Ratio L/r_0 and Frequency

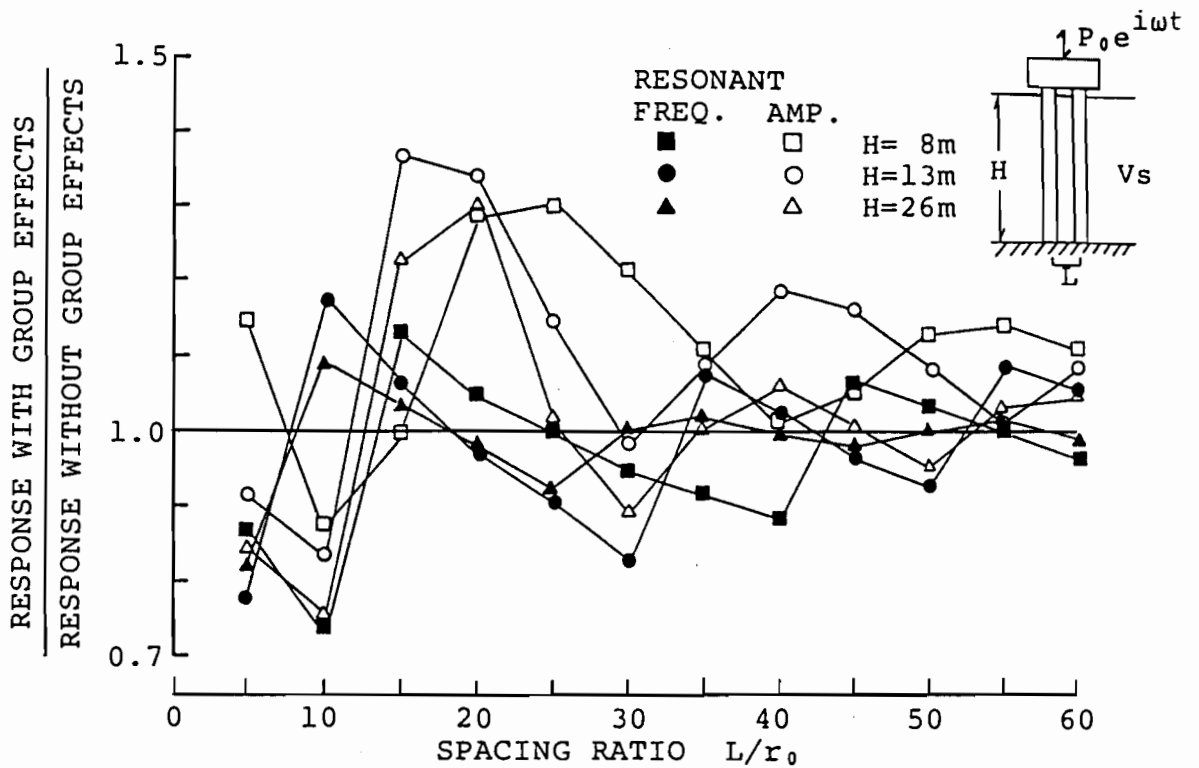


Fig. 5-13 Variation of Ratio of Response with Group Effect to Response without Group Effect with Spacing Ratio L/r_0 and Thickness of Soil Layer H

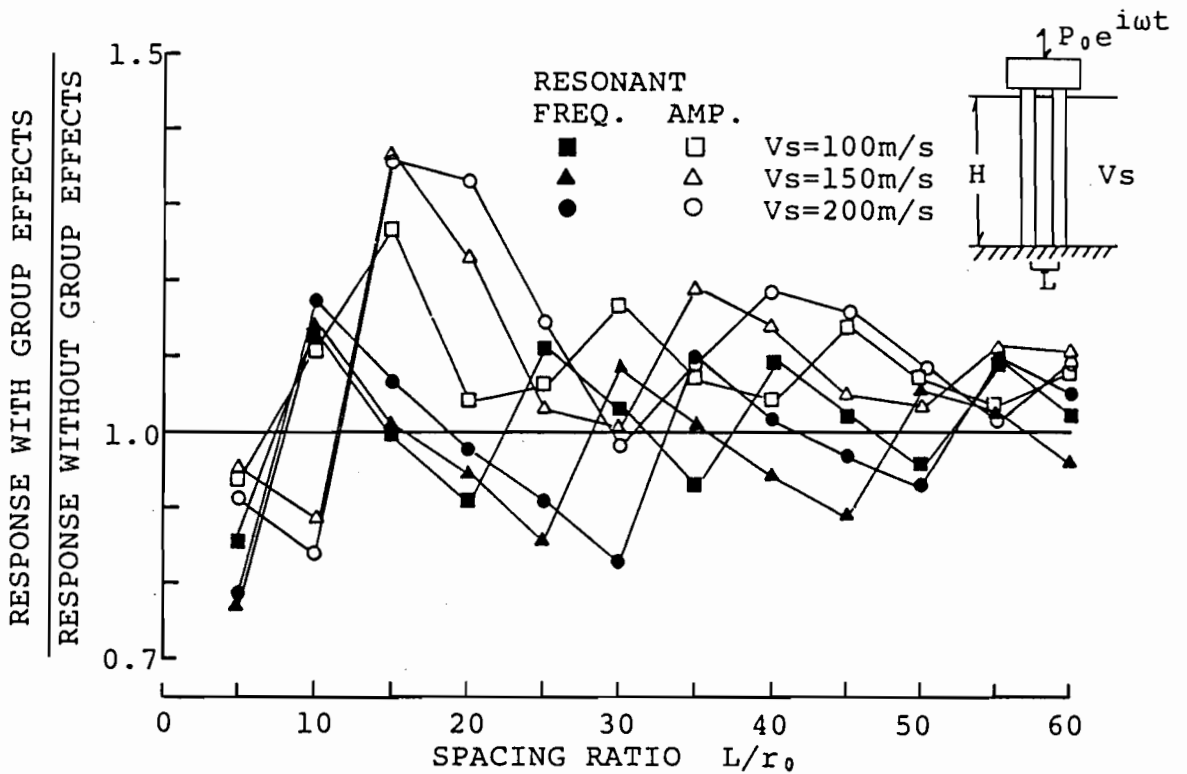


Fig. 5-14 Variation of Ratio of Response with Group Effect to Response without Group Effect with Spacing Ratio L/r_0 Shear Wave Velocity of Soil Layer V_s

(b) 杭と地盤との間に滑りを想定した場合

Fig.5-15は、杭と地盤との間に滑りが生じた場合における杭周地盤抵抗力の低下を示す等価係数 N_f を変化させた時の、2本杭の杭頭における複素剛性（1本当たり）を示している。 N_f が大きくなる、すなわち杭周面に作用する等価地盤抵抗力が小さくなると、実数部および虚数部とも剛性が低下する傾向を示している。特に、虚数部ではその傾向が著しく表れている。

Fig.5-16は、 N_f を変化させた時の杭頭における複素剛性（ $f=30\text{Hz}$ ）を完全密着状態での値に対して図示したものであり、杭長（ H ）をパラメータとしている。図からわかるように、 N_f が大きくなるにしたがって、実数部および虚数部とも剛性が低下している。このとき実数部は N_f が大きくなるとその低下率は一定となる。しかし、虚数部は N_f と共に低下していく。すなわち、杭周面に作用する等価地盤抵抗力が小さくなると、実数部は杭体自身の鉛直剛性に収束する傾向を示し、虚数部は逸散減衰の効果が小さくなるため非常に小さな値となる。なお、杭長の影響は複素剛性の実数部に最も顕著に表れている。

さらに、Fig.5-16には2本杭に支持された剛体（重量:40t）の共振振動数および共振時の変位振幅に及ぼす N_f の影響を示している。杭周面に作用する等価地盤抵抗力が小さくなることによる影響は、共振振動数よりも共振時の振幅が増大するところに顕著に表れている。これは、 N_f が大きくなるにしたがって、複素剛性の実数部は一定値に収束するのに対して、減衰に相当する虚数部が小さくなることに対応している。しかし、 $N_f=50$ 以上になると共振時の振幅はほぼ一定値を示し、杭と地盤とが完全に滑っている状態を表しており、等価係数 N_f の限界と考えられる。

ii) 実験結果との比較検討

実験時の地盤-杭-杭頭マス系を1質点系モデルに置換した場合に（5-4）式で得られた杭1本当たりの杭頭での複素剛性をFig.5-17に示す。杭頭マスの重量を変化させたことによる影響は複素剛性にはほとんど表れていない。なお、実数部、虚数部とも振動数に対して大きな変化は示していない。

理論値と実験値との比較を行う時、表層地盤に関する諸定数を決定する必要がある。ここでは、剛基盤の位置（表層地盤の層厚）およびせん断波速度などの値をTable 5-7のように設定した。すなわち、剛基盤の位置として、杭先端位置（GL-13m）およびFig.5-2に示したPS検層結果より波動インピーダンスのコントラストが大きい地層の境界（GL-8m）に設

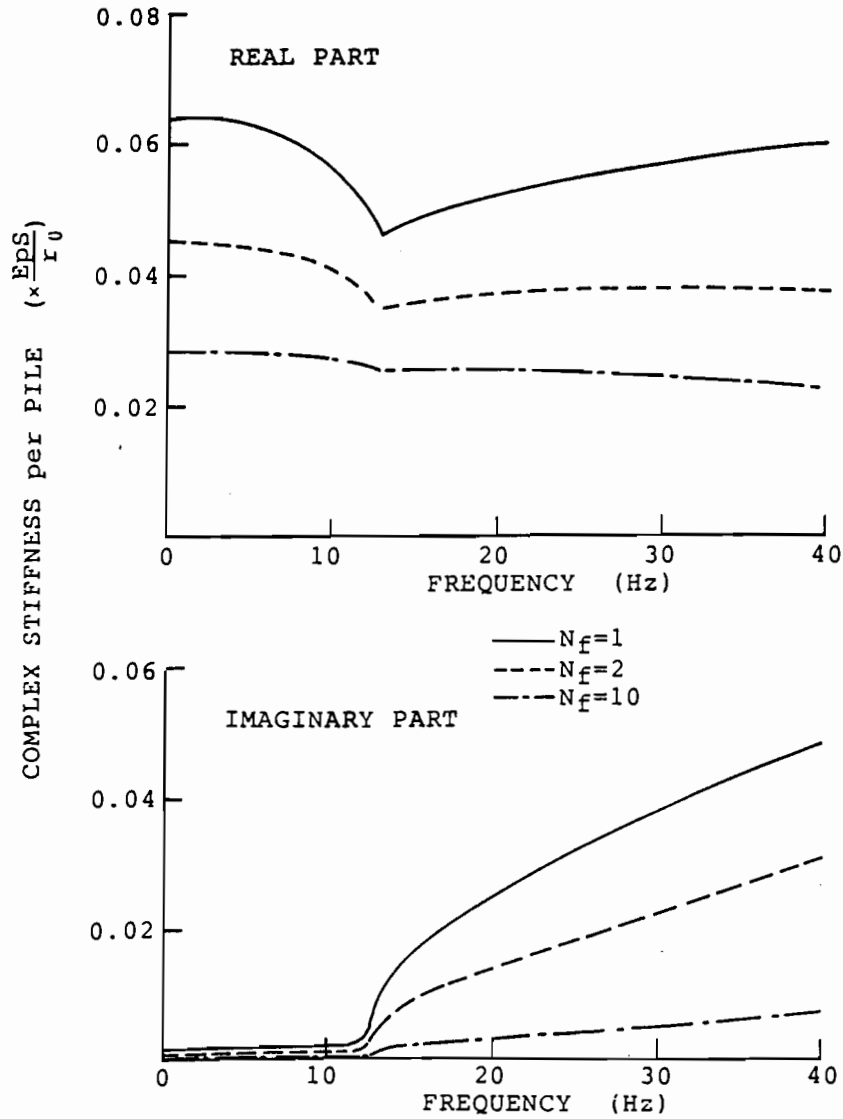


Fig.5-15 Variation of Complex Stiffness of Pile with Frequency and Equivalent Coefficient N_f for Reducing Resistance Force from Soil Layer

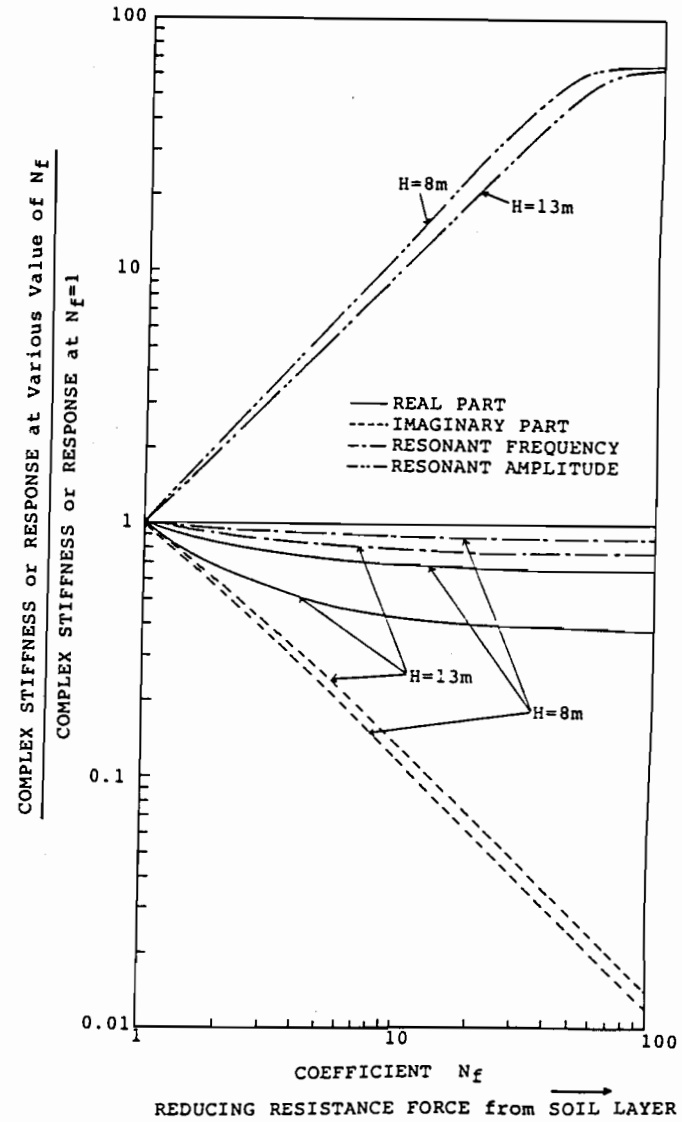


Fig.5-16 Variations of Ratio of Complex Stiffness of Pile and Response of Rigid Body supported by 2-Piles with Equivalent Coefficient N_f

定した。また、せん断波速度として地表部分の値($V_s=150\text{m/s}$) および表層地盤全体の平均値($V_s=200\text{ m/s}$)を想定した。なお、表層地盤の内部減衰定数はせん断波速度との対応を考慮し $D=0.05$ と仮定した⁽⁴⁻⁵⁷⁾。さらに、ポアソン比は粘性土に近い値を想定した。Table 5-1 およびTable 5-7 に示した試験杭および表層地盤に関する諸定数を用い、杭と地盤との間を完全密着として求めた理論値を実験値と共にFig.5-18に示す。 $H=8\text{m}$, $V_s=150\text{m/s}$ とした理論値は、他の場合の理論値より実験値との対応が良くなっている。これは、実験では上層部での杭周抵抗力が大きく、また杭頭加振力が小さいため、杭先端への到達荷重が極めて小さくなり、見掛け上の固定端がGL-8m付近に位置していたためと考えられる。

実地盤に比べ解析モデルは単純であるが、理論値と実験値との実数部における対応は良い。しかし、虚数部は振動数が高くなると、理論値と実験値には約2倍程度の差異が生じている。この要因として、地盤定数の設定方法、実験精度の他、実験時の加振振動数がかなり高く、杭体の挙動に周囲の地盤が追随することができないことおよび地表面付近では拘束圧が小さいことなどにより、杭と地盤との間の滑り現象が杭頭近傍で生じている可能性があり、杭と地盤との間を完全密着とした仮定が実験では必ずしも満足されていなかったためと考えられる。

この検討のため、表層地盤の層厚およびせん断波速度を $H=8\text{m}$, $V_s=150\text{m/s}$ とし、杭と地盤との間に滑りが生じた場合における杭周地盤抵抗力の低下を示す等価係数 N_f を1および2とした時の理論値を実験値と共にFig.5-19に示す。ここで、 $N_f = 2$ はFig.5-16において理論値が実験値と等価になる値である。図からわかるように、高振動数領域では $N_f = 2$ とする方が、虚数部における理論値と実験値との対応が良くなっている。なお、実数部では N_f による影響は小さい。また、実数部および虚数部とも $N_f = 1$ と2の理論値の間に実験値が存在しているが、これは実験では加振振動数ごとに定常状態になるのを待ってから、計測を行っているため、各振動数毎に杭と地盤との密着状態が異なっているためと考えられる。このように、等価地盤抵抗力を小さくした理論値と実験値との対応は良く、実験では局所的な滑り現象が発生していたと考えられる。なお、単杭の解析では杭断面を中実とした時の杭周地盤抵抗力を用いることにより、等価係数 N_f を群杭の場合より大きく評価した。このように、杭と地盤との間を同じ密着条件で扱えないのは、単杭と群杭では試験杭の打ち込みにより杭周地盤の状態が異なっていたためと考えられる。

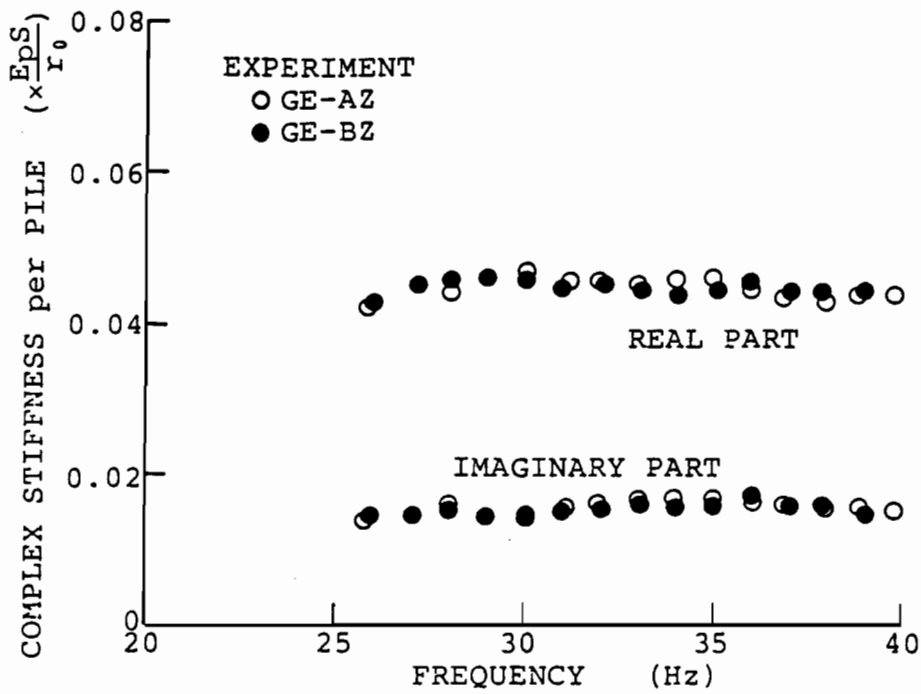


Fig.5-17 Variation of Experimental Complex Stiffness of Pile with Frequency

Table 5-7 Parameters of Soil Layer for Numerical Analysis

	H (m)	V _s (m/s)	ν	ρ (t/m ³)	D
No.1	13.0	150	0.45	1.8	0.05
No.2	13.0	200	0.45	1.8	0.05
No.3	8.0	150	0.45	1.8	0.05
No.4	8.0	200	0.45	1.8	0.05

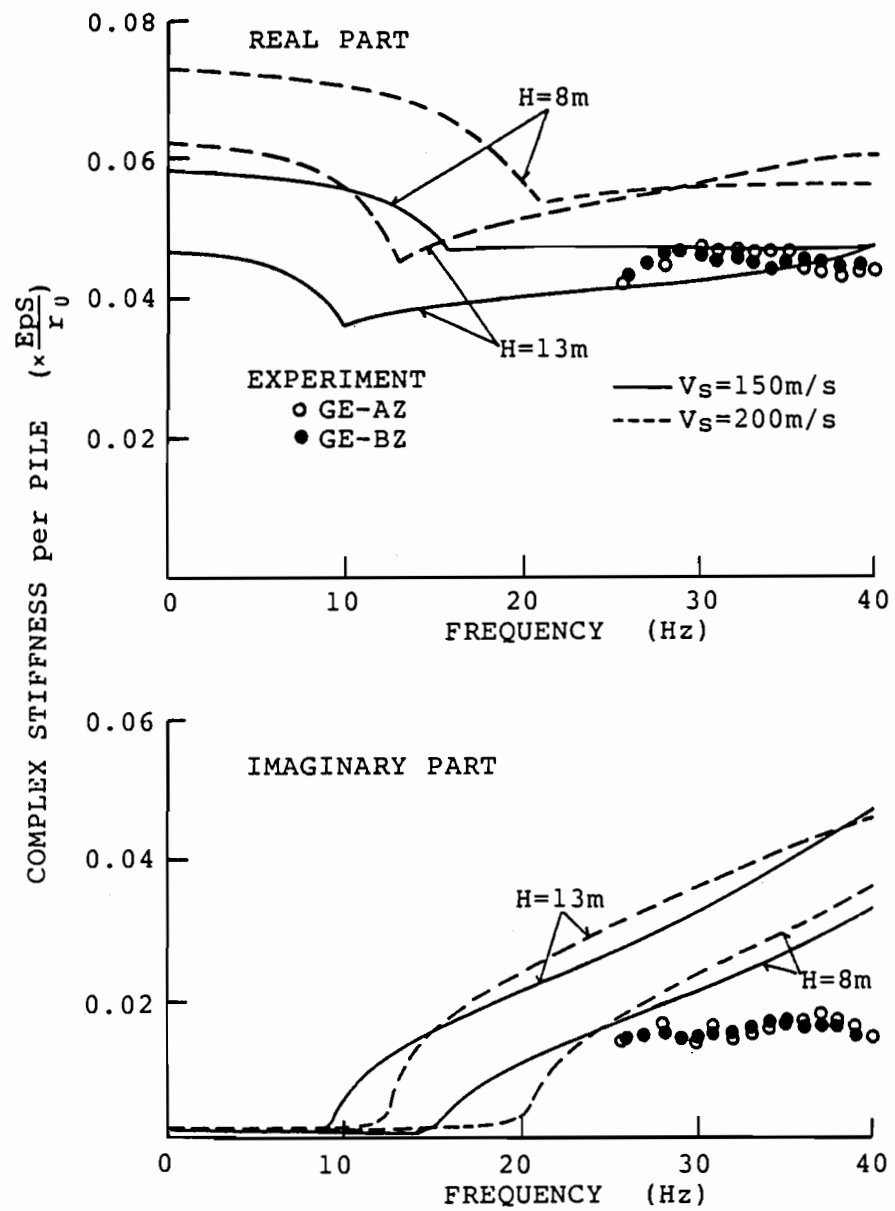


Fig.5-18 Comparison of Theoretical and Experimental Complex Stiffness of Pile with Frequency

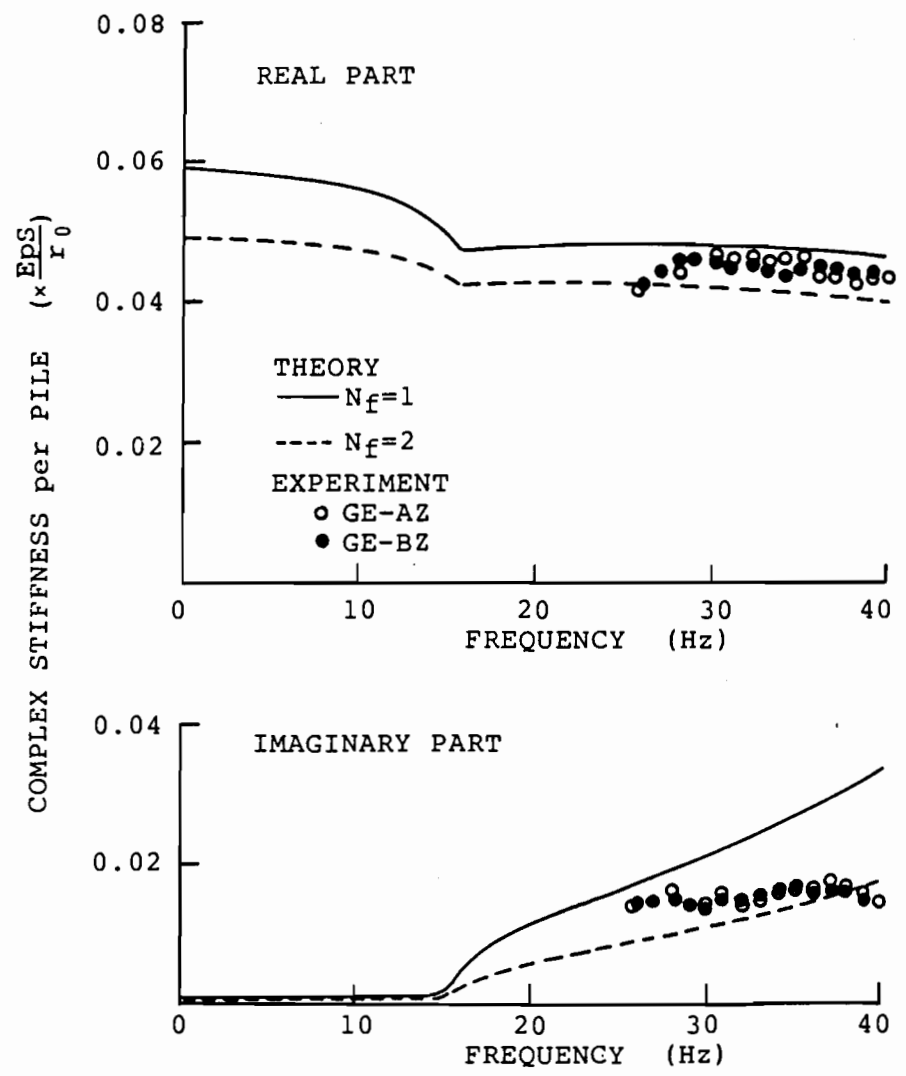


Fig.5-19 Comparison of Theoretical Complex Stiffness of Pile under Different Equivalent Coefficient N_f and Experimental Values with Frequency

iii) 他の解析手法との比較

Fig.5-20では、図中に示した成層地盤に貫入された2本杭に対して、杭と地盤との間を完全密着とした時の本解析により求めた杭1本当たりの杭頭剛性と、杭先端部に半無限層を考慮した薄層要素法により求めた値⁽⁴⁻⁶³⁾との比較を行っている。なお、本解析では表層地盤の層厚を杭長とし、その等価せん断波速度を $V_s=260\text{m/s}$ と想定した。本解析値は成層地盤として求めた薄層要素法による値と比較的良好な対応を示しており、単純化された本解析モデルを用いて、群杭の基本的な振動特性が把握できると考えられる。

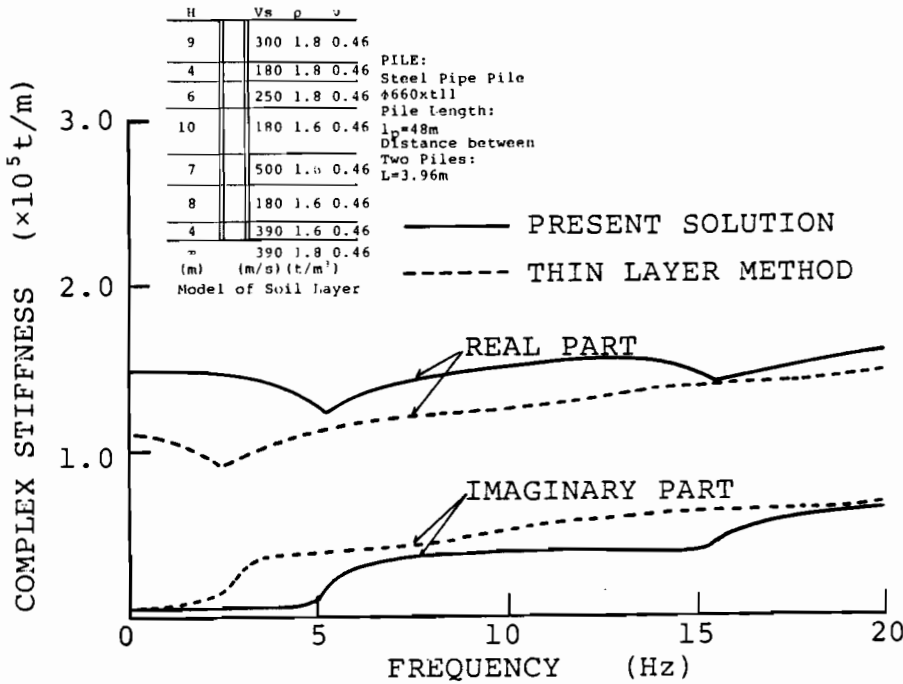


Fig.5-20 Comparison of Present Solution with Solution by Thin Layer Method

以上の実験結果および他の解析手法による値との比較検討より、弾性波動論に基づく本理論は群杭の鉛直方向の基本的な振動特性を把握する上で有効かつ簡便な手法であると考えられる。しかし、等価な地盤抵抗力として取り扱った杭と地盤との間の密着問題に関しては、今後検討する必要があると考えられ、また杭と地盤との滑りの状況が解明される実験が実施されることが望まれる。

5-4 まとめ

耐震設計上の基礎的資料を得るため、同じ実験敷地内で、実大規模の杭長の異なる単杭および群杭基礎の起振機による鉛直加振実験を実施した結果、杭-地盤系の振動性状に関して、以下のことが明らかとなった。

- 1) 杭先端が支持層に達している単杭と達していない単杭との結果を比較すると、共振振動数はほぼ同じであるが、共振時の単位加振力当たりの変位振幅は、杭先端が支持層に達していない杭の方が達している杭に比べ70%程度小さい値を示す。すなわち、杭が短いほど杭-地盤系の減衰が大きくなる傾向が得られた。
- 2) 杭先端が支持層に達している単杭と群杭との結果を比較すると、共振振動数近傍における群杭は単杭のように鋭いピークを示していない。また、群杭の共振時における単位加振力当たりの変位振幅値は、単杭の30%以下となり、杭本数が増えることにより、大きな減衰効果が期待できることが認められた。
- 3) 杭頭マスの重量が大きくなると、杭基礎の共振振動数は低振動数側へ移行するが、共振時の単位加振力当たりの変位振幅値は、大きくなる傾向を示した。なお、本実験では杭頭マスの重量を変化させるため、杭頭マスの南北の側面に鉄板をPC鋼棒で緊結する方法を用いたが、この方法はコンクリートを打増すという方法より簡単であり、また起振機の作用点を高くしないという点で有利であると考えられる。

さらに、理論値と実験値との比較を行うことにより、実験結果の解析的考察および解析モデルの適用性および妥当性の検討を行った。その結果、以下のようなことが明らかとなった。

- 4) 杭先端が支持層に達している杭に対して、解析モデルの剛基盤を杭先端でなく、波動インピーダンスのコントラストが大きい地層の境界に設定した理論値の共振振動数は、実験値と比較的良好な対応を示した。これは、実地盤における起振機による振動実験では、加振力が小さくまた地盤の上層部での抵抗力が大きいため、杭先端への到達荷重が極めて小さくなり、杭の途中において見掛け上の固定点が生じることに対応していると考えられる。
- 5) 杭先端が支持層に達していない杭に対して、解析モデルの土柱の剛性を杭周地盤より大きく設定した理論値の共振振動数は、実験値と比較的良好な対応を示した。これは、先端閉塞型の試験杭を打ち込むことにより杭先端の砂地盤が締め固められた状態になること、および実地盤では地盤剛性が深さと共に大きくなる状態を解析モデルに取り

入れることができたことによるものと考えられる。

- 6) 杭と地盤との不完全な密着状態を、全抵抗力が同じとなる等価地盤抵抗力を杭周面に作用させることで、解析解に取り入れる簡単な手法を提案した。この等価杭周地盤抵抗力を小さくすることにより、理論値と実験値との対応は良くなった。これは、実験時の加振振動数がかなり高く、杭体の挙動に周囲の地盤が追随することができないこと、および地表面付近では拘束圧が小さいことなどにより、杭と地盤との間に局所的な滑り現象が発生していたためと考えられる。
- 7) 弾性波動論に基づく本理論は、支持杭、摩擦杭および群杭の鉛直方向の基本的な振動特性を把握するうえで簡便で有効な手法であると考えられる。しかし、実務的に適用する際には、杭の施工法や地盤条件などを考慮することにより、解析に用いる適切な諸定数の評価が必要となる。
- 8) 杭と地盤との間の密着問題は、地盤の非線形挙動とも関連して、今後実験的および理論的に解明されるべき問題であると考えられる。

第 6 章 結 論

第6章 結論

本研究では、杭-地盤系の基本的な鉛直振動特性を明らかにすることを目的として、杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する理論的および実験的研究を行った。理論的研究では、杭周地盤抵抗力、杭先端地盤の動的効果および杭間相互の動的な連成効果を考慮した支持杭、摩擦杭および群杭に対する解析解を導き、杭頭での変位応答および複素剛性を、杭性状および地盤性状に関する広い範囲のパラメータに対して求め、杭の振動特性に関する考察を行った。また実験的研究では、同じ実験敷地内で実大規模の単杭および群杭基礎の起振機による鉛直加振実験を実施し、杭-地盤系の振動性状を明らかにするとともに、理論値と実験値との比較を行うことにより、解析モデルの適用性および妥当性を検討した。以上の検討の結果、次にあげる結論を得ることができた。

(1) 支持杭の振動特性

- i) 地盤のせん断応力から評価した杭周地盤抵抗力と杭周地盤の鉛直変位振幅との比の形で定義する地盤の動抵抗係数は、地盤のせん断剛性、ポアソン比、内部減衰定数、層厚と杭半径との比、加振振動数および次数によって決定される。
- ii) 地盤が複素剛性を持つ形で表されているので、動抵抗係数も複素形式で表され、その実数部は剛性、虚数部は減衰を示している。剛性は、地盤の固有振動数で最小となり、それ以下の振動数領域では次数によってかなり違っているが、固有振動数より高い振動数範囲では一定値に漸近する。一方、減衰は地盤の固有振動数より低い振動数領域ではほぼゼロであるが、固有振動数を越えた点で急激に表れ、それ以上の振動数範囲では加振振動数に比例する形で生ずる。
- iii) 杭頭における変位および複素剛性より考察した支持杭の振動特性は、杭長と杭半径との比、地盤と杭との剛性比、地盤と杭との質量比、地盤のポアソン比、地盤の内部減衰定数、杭の内部減衰定数および加振振動数によって支配される。特に、杭長と杭半径との比、地盤と杭との剛性比および加振振動数の影響は顕著である。
- iv) 変位応答は2つのピークを示す。最初のピークは地盤の固有振動数に対する共振によるものであり、地盤が硬くなると高次の固有振動数においてもピークが表れる。このピークの大きさは、静的な値の1.3倍より小さい。もう1つのピークは杭-地盤系の

連成によって生じる共振によるものであり、地盤が軟らかくなるほど、また杭が短くなるほど大きなピークが表れる。しかし、杭が細長くなるほど、このピークは抑制される傾向にある。

- v) 杭-地盤系の1次固有振動数は、一端固定、他端自由の杭体のみの1次固有振動数よりも高いが、杭が短くなるほど、あるいは地盤が軟らかくなるほど杭体のみの1次固有振動数に近づく。
- vi) 複素剛性の実数部は剛性を表しており、地盤の固有振動数付近で急激な落ち込みを示すが、それ以外の振動数領域では、加振振動数と共に減少するか、あるいは、ほぼ一定を示す。
- vii) 複素剛性の虚数部は減衰を表しており、地盤の1次固有振動数以下の振動数領域では、ほぼゼロであるが、それ以上の振動数範囲では加振振動数が高くなるにつれて大きくなっている。この減衰は逸散エネルギーによる所が大である。
- viii) 杭に支持された剛体の変位応答の解析では、剛体-杭-地盤系を1質点系の振動モデルに置換した。剛体-杭-地盤系の連成によるピークが表れる振動数は、剛体の質量が大きくなるほど低振動数側へ移行するが、その時の無次元変位振幅値は大きくなる傾向を示す。

(2) 摩擦杭の振動特性

- i) 杭先端と剛基盤の間に杭先端に密着し、杭と同径の粘弾性体からなる土柱を想定することにより、杭先端の動的抵抗を解析的に取り入れた摩擦杭と地盤の相互作用に関する解析手法を提案している。なお、本解析モデルでは、土柱の剛性を周囲の地盤とは独立して与えることができる。
- ii) 杭頭における変位応答および複素剛性より考察した摩擦杭の振動特性は、表層地盤の層厚と杭半径の比、杭長と杭半径の比、地盤と杭との剛性比、土柱と杭周地盤とのヤング係数比、地盤のポアソン比、地盤と杭との質量比、地盤の内部減衰定数、土柱の内部減衰定数、杭の内部減衰定数および加振振動数によって支配される
- iii) 摩擦杭の振動特性は、支持杭に比べて表層地盤の影響を大きく受ける。この傾向は、杭が短くなるほど、地盤が軟らかくなるほど、表層地盤の層厚が小さくなるほど著しく表れる。

- iv) 土柱と杭周地盤のヤング係数比が大きくなると、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲における振動数依存性が小さくなる。すなわち、土柱の剛性が杭周地盤より高くなるにしたがい、摩擦杭の振動特性は支持杭に近づく。なお、この影響は杭が短いほど、表層が浅いほど顕著である。
- v) 杭長が等しい摩擦杭および支持杭に支持された剛体の変位応答において、摩擦杭の剛体-杭-地盤連成系の共振における無次元変位振幅の値は、杭先端から下方への逸散減衰が大きいため支持杭よりも小さくなる。また、そのピークが表れる振動数は摩擦杭の方が支持杭に比べ低くなる傾向を示す。なお、この傾向は杭が短くなるほど顕著である。

(3) 群杭の振動特性

- i) 杭間相互の動的な連成効果を考慮した杭の鉛直振動における群杭と地盤の相互作用に関する二通りの解析手法を提案している。
- ii) 杭頭における変位応答および複素剛性から考察した群杭の振動特性は、表層地盤の層厚と杭半径との比、杭間隔と杭半径との比、地盤と杭との剛性比、地盤と杭との質量比、地盤の内部減衰定数、ポアソン比、加振外力の振幅と位相差、加振振動数および杭の本数とその配置によって支配される。
- iii) 群杭の振動特性は、地盤の1次固有振動数を境にして異なる傾向を示す。すなわち、地盤の1次固有振動数以下の振動数領域では隣接杭からの波動が生じないため、群杭の振動応答は、杭間隔が大きくなるにしたがい単杭のそれに近づく。一方、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲では隣接杭からの放射される波動の影響が大きくなり、群杭の応答は単杭の応答を中心として振動数に対して周期的な変動を示す。この周期的な変動は、杭間隔と伝播速度に依存しており、杭間隔が広くなるほど振動数に対する応答の変動が激しくなる。このような傾向は、表層地盤の層厚が小さくなるほど、また地盤が軟らかくなるほど顕著に表れる。
- iv) 動的な群杭効果は、静的な場合とは異なり杭間隔と加振振動数の影響を大きく受ける。特に、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲では、群杭と単杭との複素剛性の比は、静的な場合と異なり杭間隔と共に波動的な変化を示しながら1に近づく。なお、この変化の様相は実数部より虚数部の方が著しい。

- v) 群杭の杭本数が増えると、杭1本当たりの複素剛性の実数部は単杭に比べ低下する傾向を示すが、地盤の1次固有振動数以上の振動数範囲における虚数部は低下が認められず大きな減衰効果が期待される。
- vi) 杭頭に同じ外力を作用させた場合、群杭の配置による影響は高振動数範囲で表れる。すなわち、群杭の端に位置する杭は中央の杭とは異なる挙動を示す。
- vii) 杭1本あたりの負担質量を等しくした時の単杭および群杭に支持された剛体の変位応答において、地盤の1次固有振動数における共振のピークの大きさは、杭本数にかかわらず静的な値の約1.25倍である。一方、杭本数が多くなるほど、地盤-杭-剛体連成系の共振によるピークが表れる振動数は低振動数側へ移行している。また、連成系の共振時における無次元変位振幅の値は、小さくなる傾向を示す。
- viii) 群杭のそれぞれの杭頭に働く外力の位相差を $\phi = \pi$ とした時、地盤の固有振動数付近で、杭頭での変位および複素剛性の示す応答にはピークが存在していない。これは、それぞれの外力による影響が互いに打ち消し合っているためと考えられる。

(4) 杭基礎の振動実験

- i) 同じ実験敷地内で、杭長の異なる単杭基礎および2本杭基礎の起振機による鉛直加振実験を実施した結果、杭が短いほど、あるいは杭本数が多くなるほど、杭-地盤系の減衰が大きくなる傾向が認められた。
- ii) 杭に支持された剛体の質量を大きくすると、杭基礎の共振振動数は低振動数側に移行するが、共振時の単位加振力当たりの変位振幅値は大きくなる傾向が得られた。
- iii) 杭長の異なる単杭基礎および2本杭基礎に対する理論値と実験値との対応は比較的良く、弾性波動論に基づく本理論は、支持杭、摩擦杭および群杭の鉛直方向の基本的な振動特性を把握するうえで簡便で有効な手法である。しかし、実務的に適用する際には、杭の施工法や地盤条件などを考慮することにより、解析に用いる適切な諸定数の評価が必要となる。

(5) 将来への展望

本研究で扱った杭頭加振問題は、杭基礎を有する構造物の地震応答解析に、地盤－杭－構造物連成系を構造物系と杭－地盤系とに分割して解析する動的サブ・ストラクチャー法を適用する際の、杭－地盤系の杭頭インピーダンスを評価したことになる。したがって、本研究で導いた理論解は、支持杭、摩擦杭および群杭の杭頭における複素剛性を簡便に求められ、杭基礎を有する構造物の地震応答解析に応用することが可能となる。しかし、この手法により地震応答解析を行う場合には有効入力や水平加振問題も重要となり総合的な研究を進める必要がある。また、大地震時における杭の動的挙動の解明も重要な問題であり、特に杭と地盤との密着問題および地盤の非線形問題に関する理論的および実験的研究を今後一層進展させる必要がある。さらに、得られた研究成果は設計に反映されることが望まれる。

發 表 論 文
參 考 文 獻
謝 辭

発 表 論 文

〔学術論文〕

- (1-1) Y. Gyōten, K. Mizuhata, Y. Fujimoto, T. Okamoto, T. Inoue : Study on Soil-Pile Interaction in Vertical Vibration, Proc. of the 5th Japan Earthquake Engineering Symposium, 1978.11, pp.377~384.
- (1-2) Y. Gyōten, T. Fukusumi, T. Inoue, T. Mizuno : Study on Soil-Pile Interaction of Pile Groups in Vertical Vibration, Proc. of the 7th World Conference on Earthquake Engineering, Vol.5, 1980.9, pp.229 ~232.
- (1-3) Y. Gyōten, K. Mizuhata, T. Fukusumi, H. Nozoe, T. Inoue, T. Mizuno : Soil-Pile Interaction in Vertical Vibration, Proc. of International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics, Vol.1, 1981.4, pp.289~294.
- (1-4) 井上貴仁 : 杭の鉛直振動における杭と地盤の相互作用に関する研究—杭先端が剛基盤に達していない杭の場合—, 日本建築学会構造系論文報告集, No.363, 1986.5, pp.95 ~102.
- (1-5) 井上貴仁 : 剛基盤で支持された群杭の鉛直振動に関する研究—起振機による振動実験結果の解析的考察—, 日本建築学会構造系論文報告集 (投稿中)
- (1-6) 井上貴仁 : 杭の鉛直振動における杭と土の相互作用に関する研究, 神戸大学院工学研究科建築学専攻, 修士論文, 1979.3.

〔学術講演梗概論文〕

- (2-1) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 藤本康和, 井上貴仁 : 杭の鉛直振動における杭と土の相互作用, 日本建築学会近畿支部研究報告集 構造系, 1977.5, pp.137 ~140.
- (2-2) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 藤本康和, 井上貴仁 : 杭の鉛直振動における杭と土の相互作用, 日本建築学会学術講演梗概集 (構造系), 1977.10, pp.611 ~612.
- (2-3) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 井上貴仁 : 杭の鉛直振動における杭と土の相互作用に関する研究 (杭頭に働く外力に位相差のある群杭の場合), 日本建築

学会近畿支部研究報告集 構造系, 1979.6, pp.397~400.

- (2-4) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 井上貴仁, 水野俊樹: 杭の鉛直振動における杭と土の相互作用に関する研究(杭頭に働く外力に位相差のある群杭の場合), 日本建築学会大会学術講演梗概集(構造系), 1979.9, pp.567~568.
- (2-5) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 井上貴仁, 水野俊樹, 山口一郎: 杭の鉛直振動における杭と土の相互作用に関する研究(杭頭に剛体を有する単杭及び群杭の場合), 日本建築学会大会学術講演梗概集(構造系), 1979.9, pp.565~566.
- (2-6) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 井上貴仁: 杭の鉛直振動における群杭の杭と土の相互作用に関する研究(摩擦杭の場合), 日本建築学会近畿支部研究報告集 構造系, 1980.6, pp.365~368.
- (2-7) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 井上貴仁: 杭の鉛直振動における群杭の杭と土の相互作用に関する研究(杭頭に働く外力に位相差のある摩擦杭の場合), 日本建築学会大会梗概集(構造系), 1980.9, pp.617~618.
- (2-8) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 野添久視, 井上貴仁: 杭の鉛直振動における摩擦杭と地盤の相互作用に関する研究, 日本建築学会近畿支部研究報告集 構造系, 1981.6, pp.89~92.
- (2-9) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 野添久視, 井上貴仁: 杭の鉛直振動における杭と土の相互作用に関する研究, 日本建築学会学術梗概集(構造系), 1981.9, pp.721~722.
- (2-10) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 野添久視, 井上貴仁: 杭の鉛直振動における杭と土の相互作用に関する研究, 第31回応用力学連合会講演会 講演論文抄録集, 1981.11, pp.345~346.
- (2-11) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 野添久視, 井上貴仁: 杭の鉛直振動における杭と土の相互作用に関する研究(地盤の水平変位を考慮した支持杭の場合), 日本建築学会近畿支部研究報告集 構造系, 1982.6, pp.457~460.
- (2-12) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 野添久視, 井上貴仁, 吉澤幹夫: 鉛直振動における群杭と地盤の相互作用に関する研究(他の杭周での相互作用を取り入れた解析), 日本建築学会近畿支部研究報告集 構造系, 1982.6, pp.453~456.
- (2-13) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 野添久視, 井上貴仁: 杭の鉛直振動における杭と土の相互作用に関する研究(実地盤における杭の振動実験結果と理論解と

- の比較検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集〈構造系〉, 1982.10, pp.775
~776.
- (2-14) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 野添久視, 井上貴仁, 吉澤幹夫: 鉛直振動に
おける群杭と地盤の相互作用に関する研究(他の杭間での相互作用を取り入れ
た解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集〈構造系〉, 1982.10, pp.777 ~
778.
- (2-15) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 野添久視, 井上貴仁: 杭の鉛直振動における
杭と土の相互作用-実地盤における振動実験結果との比較検討-, 第18回土質
工学研究発表会, 昭和58年発表講演集, 1983.6, pp.585~586.
- (2-16) 堯天義久, 水畑耕治, 福住忠裕, 野添久視, 井上貴仁: 杭の鉛直振動における
杭と土の相互作用に関する研究(2層地盤の場合), 日本建築学会大会学術講
演梗概集〈構造系〉, 1983.9, pp.861~862.
- (2-17) 永井潔, 新田亮二, 井上貴仁, 堀昭夫: 杭基礎の鉛直・水平加振実験(その1
実験概要), 日本建築学会大会学術講演梗概集〈構造系〉, 1984.10, pp.913
~914.
- (2-18) 永井潔, 新田亮二, 井上貴仁, 堀昭夫: 杭基礎の鉛直・水平加振実験(その2
杭基礎および周辺地盤の振動特性), 日本建築学会大会学術講演梗概集〈構造
系〉, 1984.10, pp.915 ~916.
- (2-19) 永井潔, 井上貴仁: 杭基礎の鉛直振動特性に関する研究-理論値と実験値との
比較検討-, 日本建築学会大会学術講演梗概集〈構造I〉, 1985.10, pp.385
~386.

〔間組研究年報〕

- (3-1) 永井潔, 井上貴仁: 杭基礎の鉛直振動特性に関する研究, 間組研究年報, 1984,
pp.125~135.

参 考 文 献

- (4-1) T. Nogami, M. Novak : Soil-Pile Interaction in Vertical Vibration, International Journal of Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.4, No.3, 1976, pp.277 ~ 293.
- (4-2) 小堀鐸二, 南井良一郎, 馬場研介 : 半無限粘弾性体中の杭基礎の振動—上下振動の場合—, 日本建築学会大会学術講演梗概集〈構造系〉, 1974.10, pp.463 ~464.
- (4-3) 山本鎮男 : 杭のある構造物のロッキング振動 (その1) 杭面・杭先の静的地盤係数, 日本建築学会論文報告集, 第125号, 1966.7, pp.24 ~31.
- (4-4) 山本鎮男 : 杭のある構造物のロッキング振動 (その2) 杭の曲げ振動による杭頭の複素復元力, 日本建築学会論文報告集, 第129号, 1966.11, pp.15~23.
- (4-5) 山本鎮男 : 杭のある構造物のロッキング振動 (その3) 杭の曲げ振動による杭身の曲げモーメント及び変位分布, 日本建築学会論文報告集, 第130号, 1966.12, pp.18 ~25.
- (4-6) 山本鎮男 : 杭のある構造物のロッキング振動 (その4) 杭の縦振動による杭頭の複素復元力, 日本建築学会論文報告集, 第131号, 1967.1, pp.24 ~33.
- (4-7) 山本鎮男 : 杭のある構造物のロッキング振動 (その5) 杭のある構造物の定常ロッキング振動, 日本建築学会論文報告集, 第132号, 1967.2, pp.32 ~42.
- (4-8) M. Novak : Dynamic Stiffness and Damping of Piles, Canadian Geotechnical Journal, Vol.11, No.4, 1974, pp.574~598.
- (4-9) M. Novak : Vertical Vibration of Floating Piles, Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol.103, No.EM1, 1977.2, pp.153~168.
- (4-10) 小堀鐸二, 南井良一郎, 馬場研介 : 基盤入力を受ける杭の上下振動特性について, 第31回応用力学連合講演会講演論文抄録集, 1981.11, pp.347 ~348
- (4-11) H. Tajimi : Dynamic Analysis of a Structure Embedded in an Elastic Stratum, Proc. of the 4th World Conference on Earthquake Engineering, Vol.3, 1969, pp.53~69.
- (4-12) T. Nogami, M. Novak : Resistance of Soil to a Horizontally Vibrating

- Pile, International Journal of Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.5, No.3, 1977, pp.249 ~262.
- (4-13) M. Novak, T. Nogami : Soil-Pile Interaction in Horizontal Vibration, International Journal of Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.5, No.3, 1977, pp.263 ~282.
- (4-14) 池田昌穂 : 杭の等価動特性—隣杭の効果—, 竹中技術研究報告, 第5号, 1970 12, pp.34 ~41.
- (4-15) J. P. Wolf, G. A. von Arx : Impedance Function of a Group of Vertical Piles, Proc. of the Speciality Conference on Earthquake Engineering and Soil Dynamics, ASCE, Vol. II, 1978, pp.1024 ~1041.
- (4-16) 桑折能彦 : 近接杭の影響を考慮した地盤—杭—構造物系の相互作用の解析, 第5回日本地震工学シンポジウム講演集, 1978.11, pp.529 ~536.
- (4-17) T. Nogami : Dynamic Group Effect of Multiple Piles under Vertical Vibration, Proc. of 3rd ASCE Engineering Mechanics Speciality Conference, 1979, pp.750~754.
- (4-18) J. Penzien : Soil-Pile Foundtion Interaction, Ch.14 in Earthquake Engineering, (Ed. R. L. Wiegel), Prentice Hall, Engelwood Cliffs, N. J, 1970, pp.349~381.
- (4-19) M. Sheta, M. Novak : Vertical Vibration of Pile Groups, Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol.108, No.GT4, 1982.4, pp.570~590.
- (4-20) M. Novak, F. Aboul-Ella : Impedance Functions of Pile in Layered Media, Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol.104, No.EM6, 1978.6, pp.643~661.
- (4-21) M. Novak, R. F. Grigg : Dynamic Experiments with Small Pile Foundations, Canadian Geotechnical Journal, Vol.13, 1976, pp.372~385.
- (4-22) 小堀鐸二, 南井良一郎, 馬場研介 : 半無限粘弾性体中の杭基礎の振動 (水平振動の場合), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造系), 1978.10, pp.413 ~414.
- (4-23) 池田昌穂, 久徳敏治, 石田正 : 単杭の等価動特性, 竹中技術研究報告, 第3号

1968.12, pp.118 ~129.

- (4-24) 三浦賢治：多層地盤中の杭の動的解析，日本建築学会大会関東支部 第43回学術研究発表会梗概集，1972, pp.309~312.
- (4-25) 酒井良男，猪原鉄博：単杭の水平抵抗機構の動的解析，日本建築学会大会学術講演梗概集〈構造系〉，1974.10，pp.461~462.
- (4-26) M. Novak : Soil-Pile-Foundation Interaction, Proc. of the 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol.2, 1977, pp.309 ~315.
- (4-27) H. Tajimi : Seismic Effects on Piles, Proc. of the 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Speciality Session 10, 1977, pp.15 ~26.
- (4-28) T. Kobori, R. Minai, K. Baba : Dynamic Behavior of a Laterally Loaded Pile, Proc. of the 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Speciality Session 10, 1977.
- (4-29) T. Kobori, R. Minai, K. Baba : Dynamical Behaviour of a Pile under Earthquake Type Loading, Proc. of International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics, Vol.2, 1981, pp.795 ~800.
- (4-30) M. Novak, T. Nogami, F. Aboul-Ella : Dynamic Soil Reaction for Plane Strain Case, Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol.104, No.EN4, 1978, pp.953 ~959.
- (4-31) M. Novak, F. Aboul-Ella : Stiffness and Damping of Pile in Layered Media, Proc. of the ASCE Speciality Conference on Earthquake Engineering and Soil Dynamics, 1978.6, pp.704 ~719.
- (4-32) M. Novak : Soil-Pile Interaction, Proc. of the 6th World Conference on Earthquake Engineering, Vol. II, 1977, pp.1555 ~1562.
- (4-33) T. Nogami : Dynamic Stiffness and Damping of Pile Groups in Inhomogeneous Soil; ASCE Special Technical Publication on Dynamic Response of Pile Foundations, Analytical Aspects, 1980.10, pp.31~52.
- (4-34) T. Nogami, M. Novak : Coefficient of Soil Reaction to Pile Vibration,

Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol.106, No.GE5, 1979, pp.565~570.

- (4-35) M. Novak: Effects of Piles on Dynamic Response of Footings and Structures, Proc. of DMSR77, Vol.1, 1977.9, pp.185~200.
- (4-36) R. L. Kuhlemeyer : Vertical Vibration of Piles, Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE , Vol.105, No.GT2, 1979, pp.273~287.
- (4-37) 中川恭次, 安井謙, 渡辺清治, 此上典文: 杭基礎の動的K値と逸散減衰について, 大林組技術研究所報, No.16, 1978, pp.20 ~23.
- (4-38) 田沢光弥, 橋詰尚慶, 小林英雄: 模型基礎の強制振動実験, 大成建設技術研究所報, 第6号, 1973, pp.55 ~70.
- (4-39) 山口靖紀, 辻田満, 北村孝海, 脇田和試: 直接基礎および杭基礎の動的特性に関する実験的研究(第1報), 間組研究年報, 1978, pp.31~47.
- (4-40) 角田智彦, 此上典文, 佐藤寛, 茶谷文雄: 杭基礎振動実験, 大林組技術研究所報, No.11, 1975, pp.32 ~36.
- (4-41) 水畑耕治, 福住忠裕, 前田幸典, 野添久視, 竹林弘二: 六甲アイランドにおける摩擦杭の振動実験報告, 日本建築学会近畿支部報告集 構造系, 1982.6, pp.461 ~464.
- (4-42) 水畑耕治, 福住忠裕, 前田幸典, 野添久視, 竹林弘二: 六甲アイランドにおける摩擦杭の振動実験報告, 日本建築学会大会学術講演梗概集〈構造系〉, 1982.10, pp.773~774.
- (4-43) 松岡理, 八幡夏恵子: 内部点加振による杭と地盤の相互作用, 日本建築学会学術講演梗概集〈構造系〉, 1982.10, pp.765 ~766.
- (4-44) 土質工学会: 土と構造物の動的相互作用, 土質基礎工学ライブラリー9, 土質工学会, 1973.
- (4-45) 田治見宏: 建築振動学, 建築構造講座17, コロナ社, 1965.
- (4-46) 金井清, 田治見宏, 大沢胖, 小林啓美: 地震工学, 建築工学大系1, 彰国社, 1968.
- (4-47) 佐藤泰夫: 弾性波動論, 岩波書店, 1978.
- (4-48) 金井清: 地震工学, 大学講座土木工学18, 共立出版, 1969.

- (4-49) 山原浩：環境保全のための防振設計，彰国社 1974.
- (4-50) 日本建築学会：建築基礎構造設計規準・同解説，日本建築学会，1974.
- (4-51) 日本建築学会：建築物の耐震設計資料，日本建築学会，1981.
- (4-52) 数学ハンドブック編集委員会：理工学のための数学ハンドブック，丸善，1960.
- (4-53) 土質工学会：土質工学用語解説集，土質工学会，1978.
- (4-54) G. W Blaney, E. Kausel, J. M. Rosset : Dynamic Stiffness of Piles,
Proc. of 2nd Internatinal Conference on Numerical Methods in
Geomechanics, ASCE, 1976.6, Vol.2, PP.1001~1012.
- (4-55) 堯天義久，水畑耕治，福住忠裕，野添久視，吉澤幹夫：構造物を考慮した群杭-
地盤系の動特性（基盤水平入力を受ける場合），日本建築学会近畿支部報告集
構造系，1984.6, pp.225~228.
- (4-56) T. Nogami : Dynamic Group Effect in Axial Response of Grouped Piles,
Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.109, No.2, 1983, pp.
228 ~ 243.
- (4-57) 土岐憲三：構造物の耐震解析，新体系土木工学11，技報堂，1982, pp.77 ~80.
- (4-58) 水畑耕治，日下部馨，前田幸典，吉田浩，山田和喜男：数種の実大杭の振動性
状比較に関する研究，日本建築学会近畿支部報告集 構造系，1985.5.
- (4-59) T. Akiyosi : Soil-Pile Interaction in Vertical Vibration Induced through
a Friction Interface, International Journal of Earthquake Engineering
and Strucural Dynamics, Vol.10, 1982, pp.135~148.
- (4-60) 小長井一男：鉛直加振を受ける杭の応答特性に関する研究，土木学会論文報告
集，No.325, 1982, pp.11 ~ 21.
- (4-61) K. Mizuhata, K. Kusakabe : Comparison of Experimental and Analytical
Results of Vibration of a Full Scale Pile, Proc. of the 8th World
Conference on Earthquake Engineering, Vol.3, 1984, pp.633 ~640. ;
水畑耕治，日下部馨，片山和喜：杭周に境界領域を有する杭-地盤系の振動性
状に関する研究-鉛直加振の場合-，日本建築学会近畿支部報告集 構造系，
1984.6, pp.237~240.
- (4-62) K.Konagai, T. Nogami : Time Domain Axial Response of Dynamically Loaded
Pile Groups, Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol.113,

No.3, 1987.3, pp.417~ 430 ;小長井一男, 野上仁昭:鉛直加振を受ける杭基礎の時刻歴応答, 第7回日本地震工学シンポジウム講演集, 1986.12, pp.1051~ 1056.

- (4-63) 増田潔, 佐々木文夫, 諸井孝文, 上野薫, 宮本裕司, 武元裕之:実大杭基礎の振動実験とその解析(その4)群杭を考慮した薄層法によるシミュレーション解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集B, 構造I, 1986.8, pp.549~550.
- (4-64) 堯天義久, 水畑耕治, 日下部馨, 福住忠裕, 野添久視, 吉澤幹夫:鉛直振動における群杭と地盤の相互作用に関する研究(受動側の杭周での地盤抵抗の比較・考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1983.9, pp.859~860

謝 辞

著者が、神戸大学工学部建築学科に在学中より今日に至まで終始変わらぬ御指導を賜りました恩師・神戸大学名誉教授 堯天義久博士に厚くお礼申し上げます。

本研究に着手して以来、終始懇切なる御指導と暖かい御激励を頂いた神戸大学教授・水畑耕治博士に、本論文に対する適切な御指導と御批判を賜りました神戸大学教授・谷本喜一博士、同教授・竹山和彦博士、大阪大学教授・瀬口靖幸博士ならびに神戸大学助教授・日下部馨博士に深くお礼申し上げます。また、本研究の全般にわたって多大の御助力と貴重な議論を頂きました神戸大学助手・福住忠裕氏および野添久視氏に、図表作成などに御協力頂いた神戸大学工学部建築学科耐震防振工学研究室の方々に感謝致します。さらに、著者の神戸大学在学中に本研究の基礎となる建築構造学に関する御教示を賜りました神戸大学教授・山田稔博士、金谷弘博士ならびに辻文三博士に厚くお礼申し上げます。

著者が昭和57年に間組に勤務した際、技術研究所において本研究に関連した業務に携われるよう御配慮を頂いた元間組技術研究所所長・藤田圭一博士、前技術研究所副所長・宮崎吉英氏（現東京支店次長）、他社内各位に厚くお礼申し上げます。また、在職中にもかかわらず、神戸大学大学院生として本論文を作成することに御理解を頂いた間組技術研究所・水谷友明所長、荻野馨部長、羽山清一次長、永井潔主査に深謝致します。

さらに、建設省建築研究所国際地震工学部第二耐震工学室長・北川良和博士には、本研究に関する有益な御討議と終始変わらぬ御激励を頂きました。厚くお礼申し上げます。

以上、本研究は多くの方々の御指導と御援助により成しえたものである。ここに、深甚なる感謝の意を表する次第である。最後に、著者を暖かく見守ってくれた両親および妻に感謝致します。